

UNIVERSIDAD CARLOS III DE MADRID

ESCUELA POLITÉCNICA SUPERIOR



Titulación: Ingeniería Industrial

Departamento de Mecánica de Medios Continuos y Teoría
de Estructuras

PROYECTO FIN DE CARRERA

**ANÁLISIS DE LA TRIAXIALIDAD Y DEL
PARÁMETRO LODE EN SIMULACIÓN NUMÉRICA DE
PLACAS METÁLICAS SOMETIDAS A CARGAS DE
IMPACTO**

Realizado por: Carlos Rodríguez Villanueva.

**Dirigido por: Ángel Arias Hernández.
Marcos Rodríguez Millán.**



Resumen: En este documento se presenta un análisis de la triaxialidad y del parámetro Lode mediante simulación numérica de placas metálicas sometidas al impacto de proyectiles rígidos hemisféricos. Para realizar dicho análisis se han realizado simulaciones numéricas 2D utilizando distintas velocidades de impacto, permitiendo identificar los diferentes modos de fractura en la placa. Se ha evaluado la influencia de la triaxialidad, deformación de fallo y el parámetro de Lode en el proceso de rotura.



Índice

| | |
|---|---------------|
| 1. INTRODUCCIÓN..... | 9 |
| 1.1.Motivación..... | 10 |
| 1.2.Objetivo del proyecto y actividades realizadas..... | 11 |
| 1.3.Estructura del proyecto..... | 12 |
| 2. ESTADO DEL ARTE..... | 14 |
| 2.1.Introducción..... | 15 |
| 2.2.Influencia de la triaxialidad y deformación de fallo..... | 15 |
| 2.2.1. Criterios de fractura. | |
| 2.2.1.1. Criterios de fractura para el comportamiento dinámico de metales. | |
| 2.2.1.1.1. Nucleación y coalescencia. | |
| 2.2.1.2. Modelos de fallo dependientes de la triaxialidad. | |
| 2.2.1.2.1. El criterio de fractura Johnson –Cook [Johnson y Cook 1985] | |
| 2.2.1.2.2. El criterio de fractura Bao – Wierzbicki [Bao y Wierzbicki 2004] | |
| 2.2.2. “On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space” por Bao, Y., Wierzbicki, T. et al. 2004. | |
| 2.2.3. “On the cut-off value of negative triaxiality for fracture” desarrollado por Bao, Y., Wierzbicki, T. et al. 2005. | |
| 2.2.4. “On the influence of stress triaxiality and strain rate on the behaviour of a structural steel. Part I. Experiments” desarrollado por Hopperstad, Borvik, Langseth, Labibes, Albertini et al 2003. | |
| 2.2.5. “On the influence of stress triaxiality and strain rate on the behaviour of a structural steel. Part II. Numerical study” desarrollado por Borvik, Hopperstad, Berstand et al. 2003. | |
| 2.2.6. “Transition of failure modes in round-nosed mass-to-beam impact” desarrollado por Teng, X., Wierzbicki, T. et al. 2005. | |



| | |
|---|-----------|
| 2.3. Parámetro de Lode..... | 27 |
| 2.3.1. Introducción y definición. | |
| 2.3.2. “ <i>A new model of metal plasticity and fracture with pressure and Lode dependence</i> ” desarrollado por Bai, Y. y Wierzbicki, T. et al. (2008) | |
| 2.3.3. “ <i>Numerical analysis of the influence of the Lode parameter on void growth</i> ” desarrollado por Zhang, K.S., Bai, J.B y François, D. et al. (2001). | |
| 2.3.4. “ <i>Rupture mechanisms in combined tension and shear – Experiments</i> ” desarrollado por Barsoum, I. Y Faleskog, J. et al. (2007). | |
| 2.4. Ecuaciones constitutivas..... | 31 |
| 2.4.1. Modelos de comportamiento dinámico para metales. | |
| 2.4.1.1. Modelo de Steinberg – Guinan [Steinberg et al. 1980] | |
| 2.4.1.2. Modelo de Zerilli – Armstrong [Zerilli y Armstrong, 1987] | |
| 2.4.1.3. Modelo Johnson – Cook (JC) [Johnson y Cook, 1983] | |
| 3. CÓDIGO NUMÉRICO..... | 38 |
| 3.1. Introducción..... | 39 |
| 3.2. Modelización de los procesos dinámicos de deformación.... | 39 |
| 3.3. Principales formulaciones..... | 40 |
| 3.3.1. Formulación Lagrangiana. | |
| 3.3.2. Formulación Euleriana. | |
| 3.4. Componentes de los Hidrocódigos..... | 40 |
| 3.5. Proceso para la obtención de soluciones..... | 41 |
| 3.6. El código numérico ABAQUS. Descripción..... | 42 |
| 4. DESARROLLO DEL MODELO 2D..... | 49 |
| 4.1. Definición de los materiales utilizados..... | 50 |
| 4.2. Configuración proyectil-placa..... | 52 |
| 4.3. Definición de los proyectiles y blanco..... | 53 |
| 4.4. Validación del modelo..... | 54 |



| | |
|---|-----------|
| 5. ANÁLISIS Y RESULTADOS 2D..... | 56 |
| 5.1. Estudio de la influencia de la triaxialidad..... | 57 |
| 5.1.1. Acero Weldox 460 E. | |
| 5.1.2. Aleación 2024-T351 de aluminio. | |
| 5.2. Estudio del parámetro de Lode..... | 65 |
| 5.2.1. Acero Weldox 460 E. | |
| 5.2.2. Aleación 2024-T351 de aluminio. | |
| 6. CONCLUSIONES..... | 71 |
| 7. TRABAJOS FUTUROS..... | 74 |
| 8. BIBLIOGRAFÍA..... | 76 |
| 9. CÓDIGOS NUMÉRICOS DE LAS SIMULACIONES..... | 79 |
| 9.1. Código numérico del Weldox 460 E..... | 80 |
| 9.2. Código numérico del Al. 2024-T351..... | 82 |



Listado de Figuras

- Figura 1.** - Elementos absorbedores de energía en el sector del automóvil.
- Figura 2.** - Esquema de nucleación empleado para el desarrollo del criterio de fractura.
- Figura 3.** - Representación de los modelos de JC y de Bao en función de la deformación de fractura y la triaxialidad para Acero y Aluminio.
- Figura 4.** - Representación de la obtención de los parámetros para el modelo de JC.
- Figura 5.** - Dependencia de la deformación de fallo equivalente con la triaxialidad.
- Figura 6.** - Esquema de “Split Hopkinson Tension Bar” (mm), donde $L1=5870$ mm, $L2=2055$ mm y $L3=5800$ mm. El diámetro de la barra interior de A-B-C y de la barra exterior D-E es de 10 mm. Y la probeta CD se encuentra entre ambas barras. Las galgas extensiométricas de la barra interior se encuentran localizadas en los puntos 1 y 2, mientras que en la barra exterior su localización es el punto 3.
- Figura 7.** - Sistema de cámara digital de alta velocidad. (a) Esquema experimental. (b) Imagen original. (c) Imagen después de filtrar. (d) Los valores de un píxel de la imagen digital, donde los altos picos definen los bordes del espécimen.
- Figura 8.** - Probetas utilizadas en el análisis numérico del artículo: “On the influence of stress triaxiality and strain rate on the behaviour of a structural steel. Part II. Numerical study” desarrollado por Borvik, Hopperstad, Berstand et al. 2003.
- Figura 9.** - Energía plástica disipada vs. Velocidad inicial de impacto para ambas vigas. (a) Acero Weldox 460 E. (b) Aluminio 2024-T351.
- Figura 10.** - Esquema gráfico del estado de tensiones aplicados en los experimentos desarrollado por Lode.
- Figura 11.** - Parámetro Lode.
- Figura 12.** - Comparación de los valores más significativos del parámetro Lode y de la triaxialidad.
- Figura 13.** - Esquema de la evolución del poro según los valores del parámetro Lode con un valor de triaxialidad correspondiente a $T=1$.
- Figura 14.** - Probeta utilizada en el desarrollo del artículo “Rupture mechanisms in combined tension and shear – Experiments” desarrollado por Barsoum, I. Y Faleskog, J. et al. (2007).
- Figura 15.** - Procedimiento iterativo para la solución de ecuaciones mediante la discretización “i” dentro de cada paso de tiempo.
- Figura 16.** - Interfaz del Part module.
- Figura 17.** - Interfaz Property module.
- Figura 18.** - Cuadro de dialogo para la definición de las propiedades del material.
- Figura 19.** - Interfaz Assembly module.
- Figura 20.** - Cuadro de dialogo para la creación de instances.



Figura 21. - Interfaz Interaction module.

Figura 22. - Cuadro de dialogo de Job module .

Figura 23. - Interfaz Visualization module .

Figura 24. - Representación gráfica en 3D del ensayo numérico.

Figura 25. - Malla de la zona de impacto.

Figura 26. - Estimación numérica de la velocidad residual y comparación con datos numéricos para Weldox 460E.

Figura 27. - Estimación numérica de la velocidad residual y comparación con datos numéricos para Al 2024-T351.

Figura 28. - Representación de la triaxialidad para los procesos de impacto para el Weldox 460 E.

Figura 29. - Representación gráfica de la triaxialidad y deformación equivalente plástica para el material Weldox 460 E para una velocidad inicial de 280 m/s.

Figura 30. - Representación gráfica de la triaxialidad y deformación equivalente plástica para el material Weldox 460 E para una velocidad inicial de 600 m/s.

Figura 31. - Representación de la triaxialidad para los procesos de impacto para el Al 2024-T351.

Figura 32. - Representación gráfica de la triaxialidad y deformación equivalente plástica para el material Al 2024-T351 para una velocidad inicial de 220 m/s.

Figura 33. - Representación gráfica de la triaxialidad y deformación equivalente plástica para el material Al 2024-T351 para una velocidad inicial de 350 m/s.

Figura 34. - Comparación del modo de fallo para velocidad cercana a la velocidad de perforación. (a) Weldox 460 E. (b) Al. 2024-T351.

Figura 35. - Comparación del modo de fallo para velocidad cercana al límite balístico. (a) Weldox 460 E. (b) Al. 2024-T351.

Figura 36. - Representación del parámetro de Lode para los procesos de impacto para el Weldox 460E.

Figura 37. - Representación gráfica del parámetro Lode para las velocidades 280 y 600 m/s con el material Weldox 460 E.

Figura 38. - Representación del parámetro de Lode para los procesos de impacto para el Al. 2024-T351.

Figura 39. - Representación gráfica del parámetro Lode para la velocidad 220 m/s con el material Al. 2024-T351.

Figura 40. - Representación gráfica del parámetro Lode para la velocidad 350 m/s con el material Al. 2024-T351.



Listado de Tablas

Tabla 1. - Composición química % en peso para el acero Weldox 460 E [Borvik et al. 1999.]

Tabla 2. - Composición química % en peso para Al 2024-T351.

Tabla 3. - Constantes usadas para definir el comportamiento termoviscoplastico de acero Weldox 460E.

Tabla 4. - Constantes usadas para definir el comportamiento termoviscoplastico del Al 2024-T351.

Tabla 5. - Constantes del Weldox 460 E para definir el criterio de fractura.

Tabla 6. - Constantes del Al 2024-T351 utilizadas para definir el criterio de fractura.



1. Introducción:



1.1. Motivación.

El interés sobre el impacto estructural en metales se ha incrementando notablemente en los últimos años y una considerable cantidad de publicaciones internacionales concernientes a este tema han visto la luz recientemente. La dificultad tanto analítica como experimental y numérica de estos fenómenos ha hecho que su estudio se haya pospuesto en el tiempo.

El análisis y diseño de este tipo de estructuras se basa principalmente en simulaciones numéricas debido a la complejidad y al elevado coste de realizar estudios experimentales. Para ello, se concibe necesario e imprescindible poseer modelos numéricos fieles del comportamiento de los materiales y validados. Los fenómenos de impacto para este tipo de estructuras se postulan como hechos en el ámbito de aplicación de estructuras en sectores como el aeronáutico, naval, etc.

Los fenómenos que se deben considerar durante la simulación de este tipo de problemas incluyen grandes desplazamientos, rotaciones y deformaciones, efectos inerciales, cambios de condiciones de contorno durante el proceso de deformación, generación de calor por deformación plástica, y requieren de leyes de comportamiento de material complejas.

Por otra parte, el interés para realizar este Proyecto Fin de Carrera se ha basado principalmente en una serie de aspectos.

1. Profundizar en los conocimientos adquiridos durante mi formación como alumno de la licenciatura Ingeniería Industrial y en especial en el departamento de Medios Continuos y Teoría de Estructuras, concretamente, las asignaturas de Fractura y Fatiga de Componentes y Mecánica de Sólidos.
2. Desarrollar destrezas en el manejo de una herramienta de simulación numérica de problemas termomecánicos como ha sido ABAQUS, ha hecho que la realización de este proyecto haya resultado muy formativa, tanto por el uso específico del código numérico como su potencialidad como elemento de análisis.
3. Desarrollar metodologías de análisis de componentes cuya función principal resulta ser absorber energía de impacto de baja y media velocidad. Este tipo de estudios ha adquirido un gran interés en sectores como el del automóvil y el aeronáutico, donde han sido necesarias estructuras ligeras pero sin empeorar su capacidad estructural. Estos análisis han resultado también relevantes en aplicaciones de estructuras frente a impacto, tales como un proyectil o el impacto de un álabe en una turbina.



Figura 1. - *Elementos absorbedores de energía en el sector del automóvil.*

1.2. Objetivos y metodología.

El objetivo básico del proyecto ha sido el estudio de la influencia de las variables triaxialidad y parámetro de Lode en procesos de impacto en placas metálicas con proyectiles rígidos.

Para alcanzar este objetivo principal se han planteado una serie de objetivos parciales y se ha utilizado la siguiente metodología, permitiendo desarrollar la actividad de una manera más ordenada y proporcionando una mayor claridad.

1. *Simulación del impacto normal de proyectiles de punta esférica con diferentes velocidades de impacto contra placas metálicas de acero Weldox 460E y aluminio Al-2024-T351 mediante un modelo en 2D.*

El fenómeno de fallo se puede considerar un hecho tridimensional, no simétrico, donde se requiere la existencia de un modelo que proporcione una correcta información del comportamiento del proceso, por lo cual el objetivo del proyecto se basa principalmente en estudiar y analizar los parámetros de triaxialidad y Lode en el momento que se produce el fallo, su influencia y modo de ruptura.

El modelo 2D proporciona una mayor facilidad para el desarrollo del modelo, como una reducción considerable del tiempo de computo para la simulación total del modelo numérico, a consecuencia de la reducción de tiempo de cálculo los requisitos mínimos informáticos permiten el alcance a la mayoría de la gente interesada en dicha temática.



2. *Análisis de la influencia de los parámetros del modelo.*

Se ha evaluado la influencia de la velocidad de impacto en los resultados obtenidos en términos de deformación de fallo, triaxialidad y parámetro de Lode a lo largo del tiempo de impacto. Se ha desarrollado simulaciones numéricas mediante el empleo de dos diferentes materiales aplicando el mismo tipo de malla para ambos programas.

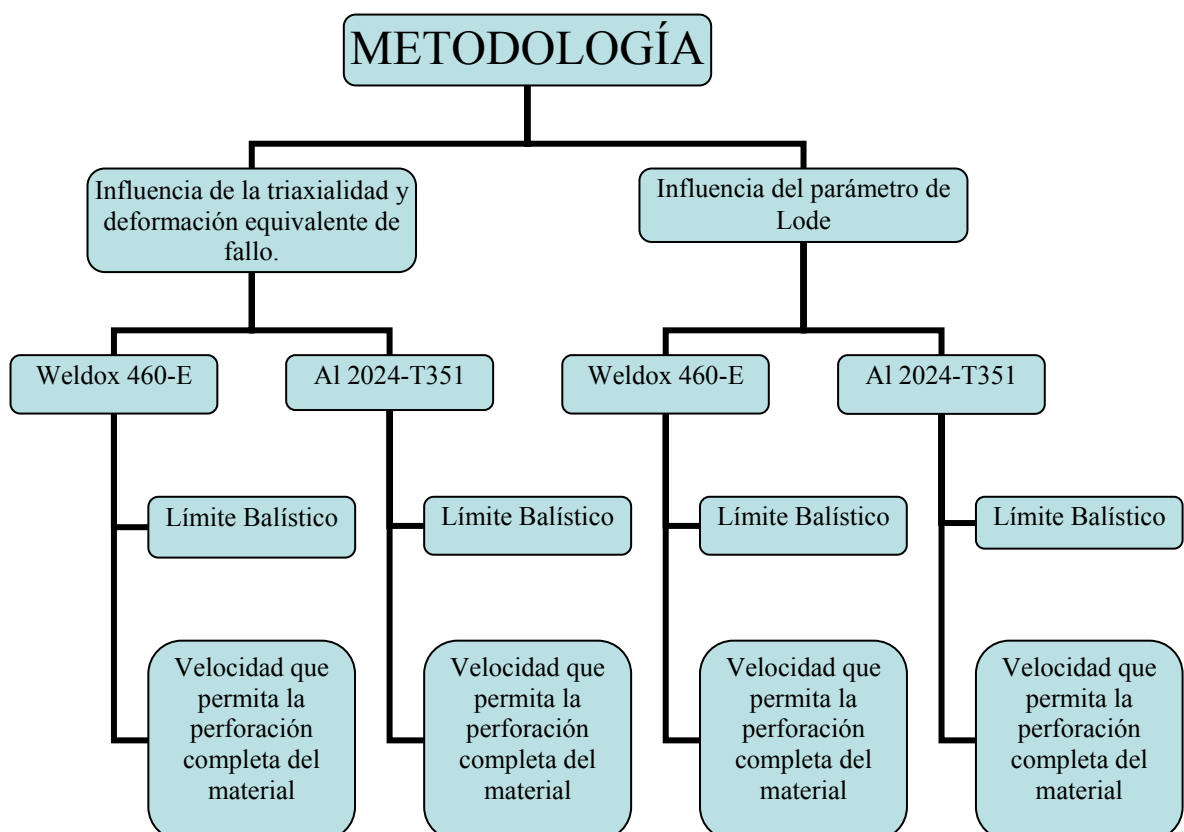
3. *Generación de datos y resultados.*

Aprovechando el amplio abanico de posibilidades que ofrece un programa de elementos finitos se ha generado una considerable cuantía de datos que ha permitido un minucioso análisis del problema. Este estudio ha permitido caracterizar con profundidad el proceso de transición de fallo dependiendo del material y del nivel de triaxialidad del ensayo.

4. *Análisis de resultados.*

El análisis realizado ha permitido identificar los diferentes modos de fallo asociados a cambios en la triaxialidad, esas alteraciones se ha realizado mediante la variación de la velocidad de impacto inicial. La base para este análisis ha sido la utilización de un único modelo de fallo en las simulaciones numéricas, pero cabe destacar la comparación de los resultados obtenidos con los datos de la bibliografía consultada para la validación del modelo numérico desarrollado.

La metodología utilizada ha sido la siguiente:





1.3. Estructura del proyecto.

Con la intención de aclarar el contenido del proyecto, para facilitar la lectura del mismo se expone una breve explicación de su contenido:

En primer lugar se expone un estado del arte sobre el tema que se trata y que tiene como propósito situar al lector dentro del ámbito del que versa este proyecto. Se incluyen alguno de los trabajos recientes tanto experimentales como numéricos que se pueden encontrar en la literatura científica. Además se realiza una breve descripción tanto del fundamento matemático del método de los elementos finitos como de la física del problema particularizada en el planteamiento de modelos constitutivos y criterios de fractura para metales en condiciones dinámicas.

A continuación se detallan las configuraciones empleadas en la realización de las simulaciones en 2D y a su vez se exponen los materiales utilizados y la definición empleada para la implementación de los mismos.

Por último se realiza el análisis del problema a partir de los datos obtenidos numéricamente, finalizando el documento con la exposición de las principales conclusiones obtenidas y la proposición de trabajos futuros que complementen a lo que en el presente documento se expone.



2. Estado del Arte:



2.1. Introducción

El diseño de estructuras cuya misión es absorber energía de choque a baja y media velocidad (*Crashworthiness*), así como otras dedicadas a la protección contra impactos de alta velocidad, requiere abordar diferentes problemas de gran relevancia científica y tecnológica.

La cantidad de publicaciones internacionales concernientes al impacto estructural en metales se ha incrementado notablemente en los últimos años. Este interés sobre los fenómenos dinámicos de alta velocidad de deformación engloba a todo tipo de materiales. El estudio de estos fenómenos se ha pospuesto a lo largo del tiempo debido a su complejidad tanto numérica como experimental y analítica.

Si bien se trata de una disciplina estudiada en el campo balístico, los fenómenos de impacto se postulan como eventos probables en el ámbito de aplicación de las estructuras en sectores industriales como el automovilístico, el naval o el aeronáutico.

En este sentido, el análisis de aceros de alta resistencia y de aleaciones de aluminio cuando se encuentran sometidos a impacto de alta velocidad, resultan de gran interés, tanto por la generación de conocimiento sobre el comportamiento de los materiales en un amplio rango de trabajo como por la aplicación específica objeto de estudio.

2.2. Influencia de la triaxialidad y deformación de fallo.

A continuación se describe de manera general el concepto de la triaxialidad y se explica de manera detallada los estudios y criterios de fractura más relevantes relacionados con el citado parámetro.

A menudo se emplea un parámetro escalar para representar el estado de tensiones multi-axial, dicho parámetro recibe el nombre de *triaxialidad*.

$$\bar{\sigma} = \sigma_m / \bar{\sigma} = -p / \bar{\sigma} \quad \text{Ecuación 2.1}$$

El cual se define como la relación entre la tensión hidrostática y la tensión equivalente de Von Mises. Los valores más significativos para describir el estado tensional se citan a continuación:

- Compresión pura: Valor igual a -0.33.
- Cortadura pura: Valor igual a 0.
- Tracción pura: Valor igual a 0.33.
- Estado de tensión de compresión y cortadura: Valores entre -0.33 y 0.
- Estado de tensión de tracción y cortadura: Valores entre 0 y 0.33.
- Estados tensionales de tracción: Valores mayores de 0.33.



2.2.1. Criterios de fractura

Para definir completamente el problema de impacto a alta velocidad sobre una viga se debe usar un criterio de fallo que represente de manera correcta los procesos que se suceden en un problema de impacto. En este apartado se va a exponer los mecanismos que llevan al colapso del material y los modelos de fractura más aplicados en los códigos numéricos, haciendo una mención especial al criterio de fallo de Johnson – Cook [Johnson y Cook 1985], empleado en gran parte de las simulaciones numéricas que conforman este proyecto, como al criterio de fractura Bao – Wierzbicki [Bao y Wierzbicki 2004] utilizado en el artículo que ha servido de base para el desarrollo del proyecto. Estos artículos recogen la dependencia de la deformación de fallo $\overline{\varepsilon}_f^p$ con el primer invariante del tensor de tensiones (J_1), expresado a través de la triaxialidad.

2.2.1.1. Criterios de fractura para el comportamiento dinámico de metales

La fractura del material en eventos de impacto se considera un proceso complejo ya que aúna grandes deformaciones, altas velocidades de deformación, elevadas tensiones e importantes gradientes térmicos, influyendo de manera simultánea en el proceso. Por lo tanto idealmente se necesita un modelo que tenga en cuenta estos efectos. Johnson y Cook, [Johnson – Cook 1985] proponen un criterio basado en el concepto de Continuum Damage Mechanics (CDM). Este concepto se basa en que el daño de los materiales se puede interpretar como la degradación de la resistencia de los mismos debido a efectos de carga, térmicos o químicos. El proceso se inicia debido a la aparición de microfracturas o microporos en el seno del material como consecuencia de las inevitables imperfecciones existentes, estas, por la combinación de los efectos antes comentados, coalescen e inducen el crecimiento de fisuras que acaban por producir la fractura del material. En la mayoría de los modelos, esta progresión del daño se define como una variable acumulativa, D , la cual toma el valor inicial “0” para representar el material intacto y el valor “1” cuando el material está totalmente roto, aunque experimentalmente se ha demostrado que el fallo ocurre para valores de $D < 1$ debido a procesos de progresión de inestabilidades.

Debido a que el fallo del material se inicia con la aparición de microfracturas o microporos antes comentada, en el siguiente apartado se dará un breve repaso al modelo de coalescencia de imperfecciones propuesto por McClintock [McClintock et al. 1968], el cual aporta los resultados que fueron usados por Hancock y Mackenzie [Hancock y Mackenzie 1976] para la proposición de su criterio que a su vez es la base del criterio de fallo de Jonson – Cook.

2.2.1.1.1. Nucleación y coalescencia

La corrosión, la historia de cargas o los tratamientos térmicos suponen la mayoría de las causas por las que las imperfecciones en el seno del material pueden crecer. Una vez que han aparecido en el material, el siguiente paso es su coalescencia, lo que provoca que el material se siga degradando hasta que estos poros se unen unos a otros, formando fisuras ya microscópicamente observables.



Los primeros estudios existentes en este sentido fueron llevados a cabo por McClintock [McClintock et al. 1968], Rice y Tracey [Rice y Tracey 1969]. McClintock propuso un crecimiento cilíndrico de los poros, con una sección elíptica bajo condición de deformación plana, Fig. 2. La fractura se inició cuando el poro, elipse en la imagen, coalesce con las paredes del elemento, rectángulo de la Fig. 2:

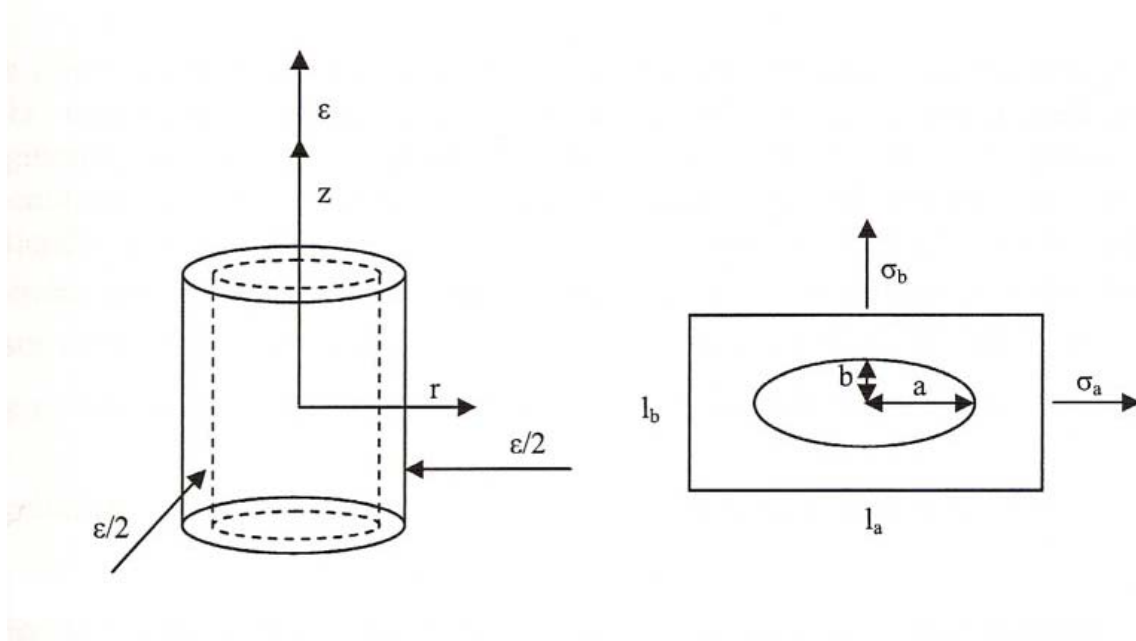


Figura 2. Esquema de nucleación empleado para el desarrollo del criterio de fractura.

El elemento posee unas dimensiones l_a y l_b , siendo a y b las correspondientes longitudes de los semiejes del poro. McClintock introdujo dos factores de crecimiento de las imperfecciones en las direcciones a y b , Ec. 2.2. El momento de fractura ocurre cuando existe una pérdida total de la sección transversal del elemento, esto es cuando $a = \frac{1}{2} l_a$ ó $a = \frac{1}{2} \cdot l_b$, Ec.2.2.

$$F_a = F_a^f = \frac{1}{2} \left(\frac{l_a^0}{a^0} \right)$$

$$F_b = F_b^f = \frac{1}{2} \left(\frac{l_b^0}{b^0} \right)$$

Ecuación 2.2

McClintock propuso una medida de la fractura, dicha medida es aditiva y acumula la progresiva degradación del material hasta que la variable indicadora del estado del material alcanza el valor “1”, que es el parámetro indicativo del colapso del elemento en cuestión, este parámetro de fallo se define como:

$$\delta D_{a,b} = \delta \ln(F_{a,b}) / \ln(F_{a,b}^f)$$

Ecuación 2.3

El movimiento de la frontera del poro se calcula en un plano infinito, mientras que se asume nulo el movimiento de la frontera del elemento. McClintock empleó la ecuación de equilibrio $\nabla \sigma = 0$ para derivar una deformación de fallo asumiendo la



incompresibilidad del material y un estado de deformación plana. Dando lugar a la siguiente expresión final:

$$\bar{\varepsilon}^f = \frac{2}{\sqrt{3}} \ln \left(\frac{I_b^0}{2 \cdot b_0} \right) \exp \left(-\frac{\sqrt{3}}{2} \frac{\sigma_a + \sigma_b}{\sigma} \right) \quad \text{Ecuación 2.4}$$

La observación de las micrografías realizadas por Hancock y Mackenzie demostró que la coalescencia puede ocurrir en cualquier dirección indistintamente. Por consiguiente, resulta más apropiado definir un factor de crecimiento medio independiente de la dirección. De los resultados experimentales que obtuvieron sometiendo a probetas entalladas a diferentes estados de carga hasta rotura, se desprendió que el factor de crecimiento medio, $\sqrt{F_a \cdot F_b}$, era similar en todos los casos. De esta manera si se considera esta relación como indicativa del fallo del material, parece razonable tomar la relación $\frac{\sigma_m}{\sigma}$ para definir el estado tensional asociado en lugar de la relación $\frac{\sigma_a + \sigma_b}{\sigma}$ propuesta por McClintock, [McClintock 1968].

Rice y Tracey también desarrollaron un modelo de crecimiento esférico para las imperfecciones del material. De aquí se obtuvo la relación existente entre el crecimiento de las imperfecciones y el nivel de tensión hidrostática existente. En otras palabras, la fractura debido a la coalescencia de poros se va acelerada por un alto nivel de triaxialidad, $\frac{\sigma_h}{\sigma}$.

De esta manera, Hancock y Mackenzie plasmaron estos conceptos en una ley generalizada de fallo dependiente de dos parámetros del material:

$$\bar{\varepsilon}^f = D_2 \cdot \exp \left(D_3 \frac{\sigma_h}{\sigma} \right) \quad \text{Ecuación 2.5}$$

A esta expresión se le añade otra constante, D_1 , para representar el apreciable flujo plástico que precede al crecimiento de los poros y su posterior coalescencia, de esta manera la anterior expresión se modifica resultando:

$$\bar{\varepsilon}^f = D_1 + D_2 \cdot \exp \left(D_3 \cdot \frac{\sigma_h}{\sigma} \right) \quad \text{Ecuación 2.6}$$

donde D_1 se toma como la deformación necesaria para la nucleación.



2.2.1.2. Modelos de fallo dependientes de la triaxialidad.

2.2.1.2.1. El criterio de fractura Johnson –Cook [Johnson y Cook 1985]

Johnson y Cook [Johnson y Cook 1985] propusieron un criterio de fallo que a menudo se utiliza y se pone en práctica que postula que la deformación de fallo equivalente $\bar{\varepsilon}^f$ se encuentra relacionada con la triaxialidad $\bar{\sigma}$. Dicho modelo se encuentra basado en el modelo de Hancock y Mackenzie desarrollado anteriormente. El criterio postulado para la deformación de fallo se describe mediante cinco constantes dependientes del material $D_1 - D_5$ como se muestra a continuación:

$$\bar{\varepsilon}^f = \left[D_1 + D_2 \cdot \exp(D_3 \bar{\sigma}) \right] \left[1 + D_4 \cdot \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}_{pl}^*}{\varepsilon_0} \right) \right] \left[1 + D_5 \cdot T^* \right] \quad \text{Ecuación 2.7}$$

con la temperatura homogénea T^*

$$T^* = \frac{T - T_A}{T_M - T_A} \quad \text{Ecuación 2.8}$$

donde T_A es la temperatura ambiente o de referencia y T_M la temperatura de fusión.

La formulación propuesta pretende incluir los efectos de la velocidad de deformación y de la temperatura que no fueron considerados por Hancock y Mackenzie, esos efectos son introducidos a través de los términos segundo y tercero de la ecuación.

La velocidad de deformación plástica equivalente es normalizada como $\dot{\varepsilon}_0 = 1$ [s⁻¹].

$$\varepsilon_{pl}^* = \frac{\dot{\varepsilon}_{pl}}{\dot{\varepsilon}_0} \quad \text{Ecuación 2.9}$$

Se define un parámetro que acumula el daño progresivo en el material, asumiéndose que el colapso se produce cuando este parámetro, D , alcanza la unidad. La expresión que define la evolución del parámetro D es la siguiente:

$$D = \sum \left(\frac{\Delta \bar{\varepsilon}_{pl}}{\bar{\varepsilon}^f} \right) \quad \text{Ecuación 2.10}$$

donde $\Delta \bar{\varepsilon}_{pl}$ es un incremento de la deformación plástica acumulada que sucede en un ciclo de integración, y $\bar{\varepsilon}^f$ es el nivel de deformación crítico.



2.2.1.2.2. El criterio de fractura Bao – Wierzbicki [Bao y Wierzbicki 2004]

Bao y Wierzbick propusieron un criterio de fractura para metales que postula que para valores de triaxialidad inferiores a $\sigma_H / \sigma_{eq} < -1/3$ nunca se produce la fractura del material. Este hecho fue validado tanto experimentalmente como numéricamente, obteniendo para el Al2024-T351 una relación entre la deformación de fractura y la triaxialidad que aportaba relevantes diferencias con el modelo de fractura JC que ha sido comentado con anterioridad.

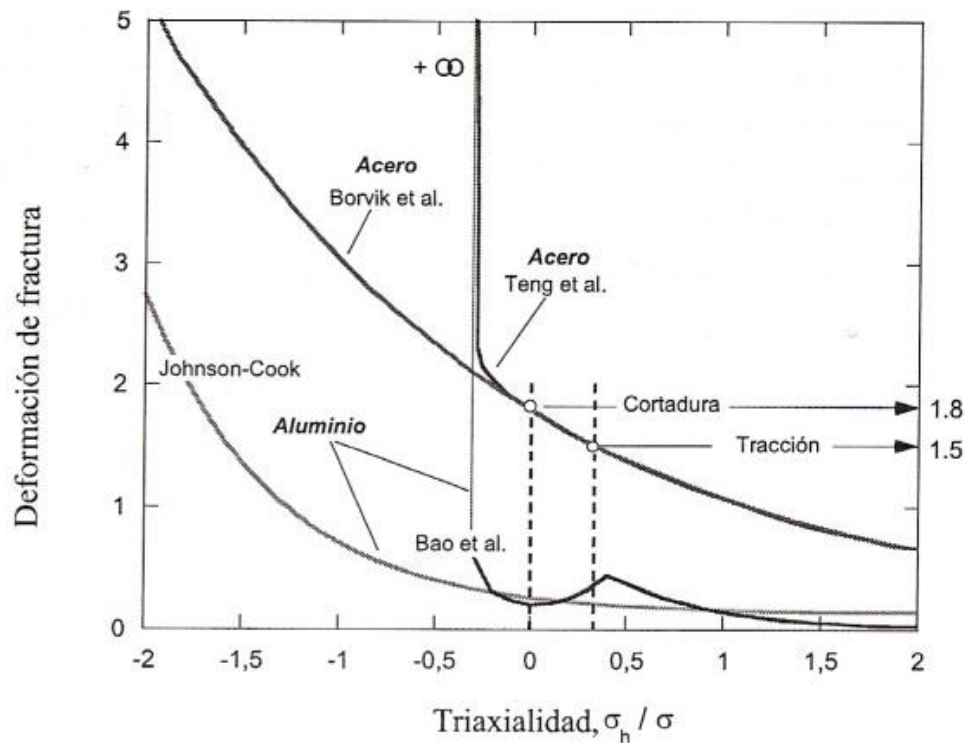


Figura 3.- Representación de los modelos de JC y de Bao en función de la deformación de fractura y la triaxialidad para Acero y Aluminio.

Para entender mejor las aportaciones de este modelo, es necesario realizar un pequeño apunte sobre el método de obtención del modelo de fractura de JC. Normalmente se realizan experimentos para $\sigma_H / \sigma_{eq} > 0$ y posteriormente se ajusta la serie de puntos obtenidos al modelo, representando este una parábola.

Bao y Wierzbicki representaron las deformaciones de fractura para el rango de triaxialidad que cubre $-1/3 < \sigma_H / \sigma_{eq} < 2$ para el Al2024-T351 obteniendo que para valores de triaxialidad menores de $\sigma_H / \sigma_{eq} < -1/3$ la fractura nunca se producía. Además demostraron que no es posible caracterizar la evolución de la deformación de fractura simplemente con una parábola si no que resulta necesario tres curvas diferentes para representar de manera fiel el comportamiento del material, puesto que la deformación de fractura no es monótonamente creciente con el descenso de la triaxialidad si no que presenta un valle para un estado de tensión tangencial pura. Esta definición precisa de la deformación de fractura bajo un estado puramente de tensión tangencial resulta necesaria para la simulación de la propagación de las bandas adiabáticas de cortadura, modo de colapso de una placa sometida a impacto mediante proyectiles cilíndricos.



La base teórica del impacto proyectil rígido-placa y sus modos de fallo se recoge en las publicaciones llevadas a cabo por Bao, Y., Wierzbicki, T. [Bao, Y., Wierzbicki, T. 2004, 2005], Hopperstad [Hopperstad et al. 2003], Borvik [Borvik et al. 2003]. Cabe destacar el artículo “*Transition of failure modes in round-nosed mass-to-beam impact.*” de Teng, X., Wierzbicki, T. [Teng, X., Wierzbicki, T. 2005] como base y punto de partida para el desarrollo del proyecto.

Como ya se ha apuntado con anterioridad, la mayoría de los estudios numéricos y experimentales sobre el tema objeto del proyecto corresponde a la última década debido al avance tecnológico que ha permitido el desarrollo de las técnicas experimentales y numéricas necesarias para el análisis de este tipo de procesos. A continuación se recogen los trabajos más destacados de la bibliografía.

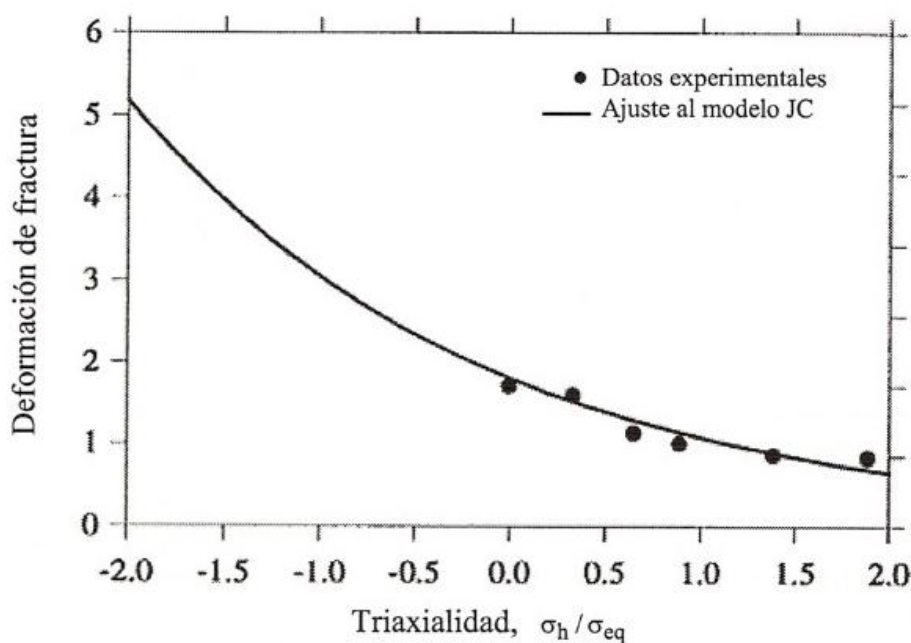


Figura 4.- Representación de la obtención de los parámetros para el modelo de JC.

2.2.2. “On failure locus in the equivalent strain and stress triaxiality space” por Bao, Y., Wierzbicki, T. et al. 2004

Bao, Y., Wierzbicki, T., llevaron a cabo un estudio sobre el comportamiento del material Al. 2024-T351 mediante ensayos numéricos a tracción y a cortadura, proporcionando una serie de características relacionadas con la relación entre la ductilidad de la fractura respecto al nivel de triaxialidad. Las simulaciones numéricas de los ensayos realizados se desarrollaron mediante el código comercial de elementos finitos “ABAQUS/EXPLICIT”.

Dichas simulaciones numéricas alcanzaron una gran similitud con los datos de ensayos experimentales, obteniendo una correlación de los resultados tanto experimentales como numéricos en términos de carga-desplazamiento, que permitió identificar la existencia de tres modos de fallo dependiendo del nivel de triaxialidad, como se muestra en la Fig. 5.

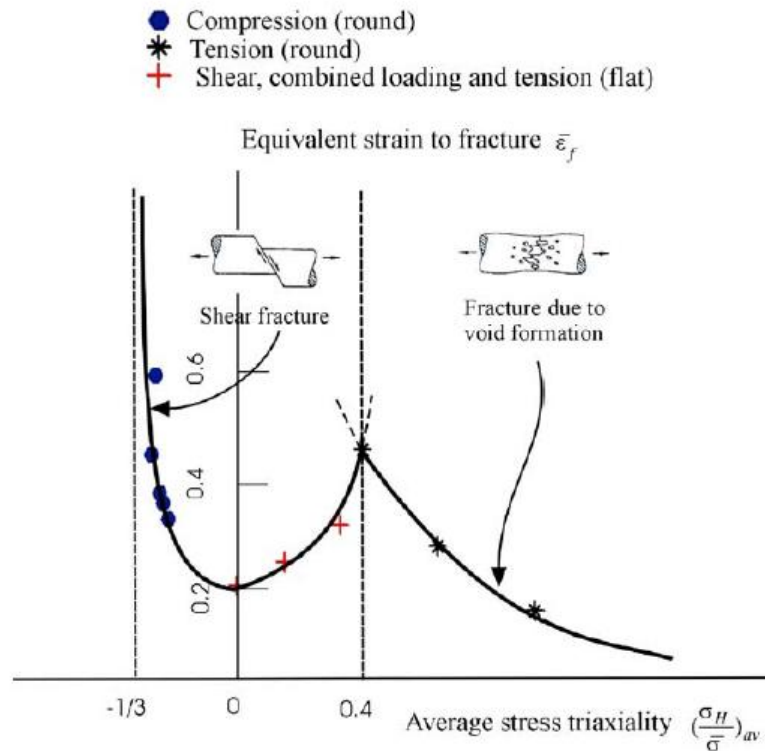


Figura 5.- Dependencia de la deformación de fallo equivalente con la triaxialidad.

Para el modo de fallo denominado “*Shear fracture*” la triaxialidad que experimenta el material se encuentra en un rango negativo. En cambio para el fallo que tiene lugar debido a la “*nucleación y coalescencia de poros*” en el material, el rango de valores de la triaxialidad se encuentra en cifras positivas y elevadas. Mientras para bajos niveles de triaxialidad, se encuentra entre ambos modos de fallo mencionados anteriormente, lo que puede producir que se desarrolle como combinación entre los modos de fallo “*Shear fracture*” y “*nucleación y coalescencia de poros*”.

Para finalizar cabe destacar que la principal conclusión obtenida en el desarrollo del presente estudio es la existencia de una posible discontinuidad en las pendientes de los modelos de fallo correspondiente al punto de transición de ambos modos.

2.2.3. “On the cut-off value of negative triaxiality for fracture” desarrollado por Bao, Y., Wierzbicki, T. et al. 2005

Los autores anteriores publicaron un estudio relacionado con los modos de fallo anteriormente señalados, donde encontraron un valor significativo en el diagrama de triaxialidad y modos de fallo. Dicho parámetro, se definió como una asíntota situada en un valor de triaxialidad igual $-1/3$, por debajo del cual no se produjo fallo ninguno. La simulación numérica realizada con la implantación del valor asintótico fue consistente con las capturas de las principales características observadas en los ensayos de tracción bajo presión hidrostática realizados por Bridgman.



2.2.4. “On the influence of stress triaxiality and strain rate on the behaviour of a structural steel. Part I. Experiments” desarrollado por Hopperstad, Borvik, Langseth, Labibes, Albertini et al 2003.

Este artículo se basó en el estudio de ensayos de tracción con el acero estructural Weldox 460 E. a altas velocidades de deformación. Dichos ensayos se llevaron a cabo mediante la “Split Hopkinson Tension Bar”, como se puede observar en el esquema de la figura 6, y mediante un sistema de cámara digital de alta velocidad.

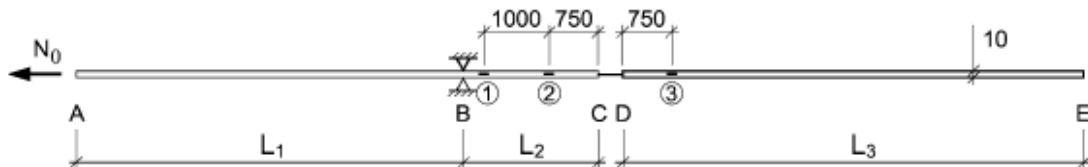


Figura 6.- Esquema de “Split Hopkinson Tension Bar” (mm), donde $L_1=5870$ mm, $L_2=2055$ mm y $L_3=5800$ mm. El diámetro de la barra interior de A-B-C y de la barra exterior D-E es de 10 mm. Y la probeta CD se encuentra entre ambas barras. Las galgas extensiométricas de la barra interior se encuentran localizadas en los puntos 1 y 2, mientras que en la barra exterior su localización es el punto 3.

“On the influence of stress triaxiality and strain rate on the behaviour of a structural steel. Part I. Experiments” desarrollado por Hopperstad, Borvik, Langseth, Labibes, Albertini et al 2003

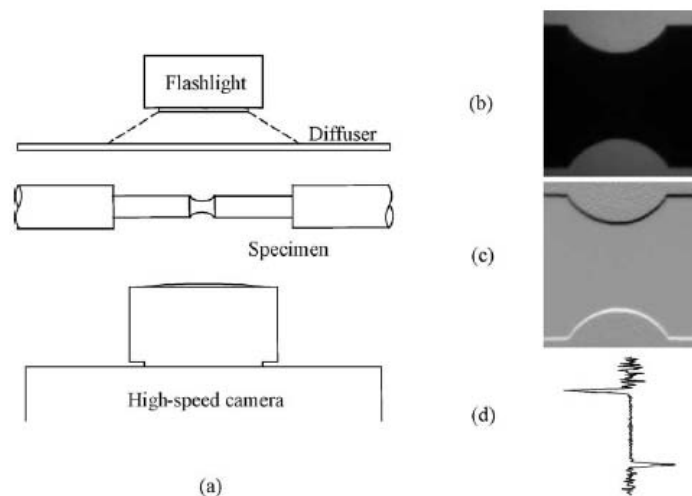


Figura 7.- Sistema de cámara digital de alta velocidad. (a) Esquema experimental. (b) Imagen original. (c) Imagen después de filtrar. (d) Los valores de un píxel de la imagen digital, donde los altos picos definen los bordes del espécimen.

El tema principal del artículo se centró en el estudio de la combinación de los efectos de la velocidad de deformación y el nivel de triaxialidad en el comportamiento del material. Asimismo se consideró importante la obtención de datos experimentales para poder utilizarlos en la validación tanto de modelos constitutivos como de criterios de fallo.

Dicha obtención de datos se llevó a cabo de la siguiente manera. La fuerza y la elongación de las probetas fueron medidas mediante la utilización de galgas extensiométricas durante los ensayos, mientras que la deformación de fallo fue



calculada a partir de la superficie de fallo mediante la utilización de un microscopio. Las grabaciones realizadas a la deformación de la muesca se obtuvieron mediante la utilización del sistema de cámara digital de alta velocidad. Utilizando el procesamiento de imágenes digitales, fue posible estimar la deformación verdadera en la sección transversal.

Respecto al comportamiento del material en los diferentes ensayos se identificó que la resistencia del material se incrementa con un aumento de la velocidad de deformación, mientras que la ductilidad depende considerablemente de los niveles de triaxialidad que sufre el material.

2.2.5. “On the influence of stress triaxiality and strain rate on the behaviour of a structural steel. Part II. Numerical study” desarrollado por Borvik, Hopperstad, Berstand et al. 2003.

Este artículo, se centró principalmente en el análisis numérico de ensayos de tracción cuasi-estáticos y con alta velocidad de deformación. Las probetas utilizadas corresponden al material acero Weldox460 E, cuya geometría se muestra en la Fig. 8. Dicho análisis se desarrolló mediante la utilización del código comercial de elementos finitos LS-DYNA.

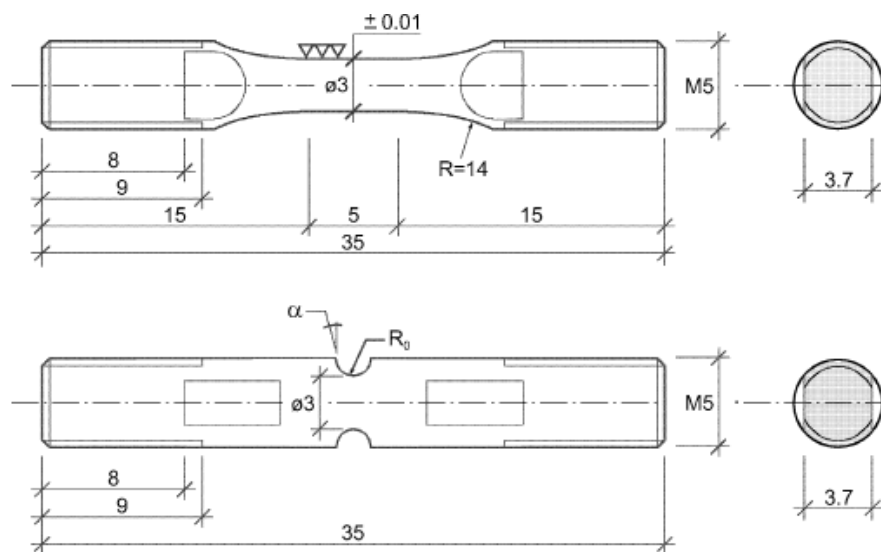


Figura 8.- Probetas utilizadas en el análisis numérico del artículo: “On the influence of stress triaxiality and strain rate on the behaviour of a structural steel. Part II. Numerical study” desarrollado por Borvik, Hopperstad, Berstand et al. 2003.

El modelo constitutivo y el criterio de fallo utilizado fueron los correspondientes Johnson-Cook, los cuales fueron implementados en las simulaciones numéricas, que previamente se calibraron para el acero Weldox 460 E.

En primer lugar, los resultados numéricos se compararon con los datos experimentales obtenidos de la investigación del artículo anterior. Esto demostró que los modelos de elementos finitos son capaces de describir el comportamiento causi-estático y dinámico de un material con una precisión realmente apreciable.



La deformación dinámica de fallo para las probetas con entalla se estimó con una gran aproximación a los valores experimentales, mientras la deformación de fallo para probetas que no poseen entalla presentaba un subestimación alrededor de un 30 por ciento. La causa para esta discrepancia entre los valores experimentales y los numéricos de la deformación de fallo para este tipo de probetas esta asociada a la simplificación de la calibración del criterio de fallo.

En segundo lugar, la utilización del análisis Bridgman en la identificación del criterio de fallo, en la influencia del calor adiabático y la inercia en el nivel de triaxialidad de las probetas fue investigado. Dando lugar a resultados obtenidos que fueron finalmente utilizados para discutir la identificación del criterio de fallo basado en ensayos a tracción.

Respecto al comportamiento del material, la tensión triaxial en ambas probetas se observó que sufría una significativa variabilidad con la deformación plástica. Esto fue debido a la suposición sobre la constante de triaxialidad utilizada en la calibración, lo que provocaba una aproximación conservadora sobre el momento de fallo. Este hecho demostró que el uso del análisis Bridgman para probetas que poseen entallas proporcionaba estimaciones erróneas para la triaxialidad.

Además se realizó un estudio paramétrico que reveló que la tensión triaxial se encuentra poco influenciada por la velocidad de deformación y por la inercia, mientras el efecto de la temperatura es importante pero no significativo. Estos indicadores sobre la variación de la deformación de fallo obtenida en los ensayos con cambio de temperaturas y de velocidades de deformación fue causado principalmente por la temperatura y por la variación de la velocidad de deformación y no por las variaciones en los valores de triaxialidad.

Para finalizar, el daño provocado en el material es fruto de la acumulación de la deformación plástica, el cual es amplificado por la tensión triaxial. Esto hace indicar que el inicio del fallo podría producirse en zonas alejadas de la región donde el nivel de triaxialidad alcanza su valor máximo.

2.2.6. “Transition of failure modes in round-nosed mass-to-beam impact” desarrollado por Teng, X., Wierzbicki, T. et al. 2005

Este artículo ha sido utilizado como referencia para el desarrollo de este proyecto, a partir del cual se ha desarrollado el modelo numérico correspondiente descrito en el artículo con una breve modificación, la cual ha sido la variación del criterio de fallo utilizado. En el artículo ha sido implementado el modelo desarrollado por Bao y Wierzbicki que ha sido explicado anteriormente junto al utilizado para la generación de los datos, el criterio de fractura de Johnson-Cook. A continuación, se explica de manera resumida el contenido del artículo en cuestión.

La atención del artículo se centró en la transición de modos de fallo, que van desde el estado dominado por la tracción hasta el modo de fallo dominado por la tensión tangencial a través de la variación de la velocidad de impacto. Para este estudio se utilizó el código comercial de elementos finitos ABAQUS, el mismo utilizado para el desarrollo del proyecto.



El presente documento proporcionó una perspectiva en el problema de impacto de un cuerpo de punta esférica sobre una viga. Este problema fue estudiado numéricamente mediante la utilización de un modelo de fallo novedoso desarrollado por Bao-Wierzbicki y mediante el uso de dos tipos de materiales que fueron: el acero Weldox 460 E y el aluminio Al. 2024-T351.

Como se ha mencionado anteriormente, el tema principal fue la transición de los modos de fallo en este escenario, para ello, se realizó mediante un rastreo en el tiempo de la deformación plástica equivalente y el nivel de triaxialidad. Este análisis permitió llegar a conocer que el modo de fallo “*tensile tearing*” es un modo de fallo favorable a una velocidad cercana al límite balístico. Respecto al comportamiento de los materiales, la viga de acero fallaba por “*tensile tearing*”, mientras que la viga de aluminio por “*shear plugging*” a una velocidad inferior al límite balístico.

Respecto al comportamiento de las variables respecto al impacto se ha observado las siguientes peculiaridades. La energía disipada en el objetivo se incrementa con la velocidad de impacto, alcanzado un valor máximo a una velocidad cerca al límite balístico, y sufre un salto sobre el límite balístico. Respecto a la deformación permanente de la viga experimenta un comportamiento similar a la energía disipada. Ambos comportamientos son consistentes con los resultados experimentales presente en la literatura. Adicionalmente, la aplicabilidad del modo de fallo BW esta claramente demostrada en el artículo presente.

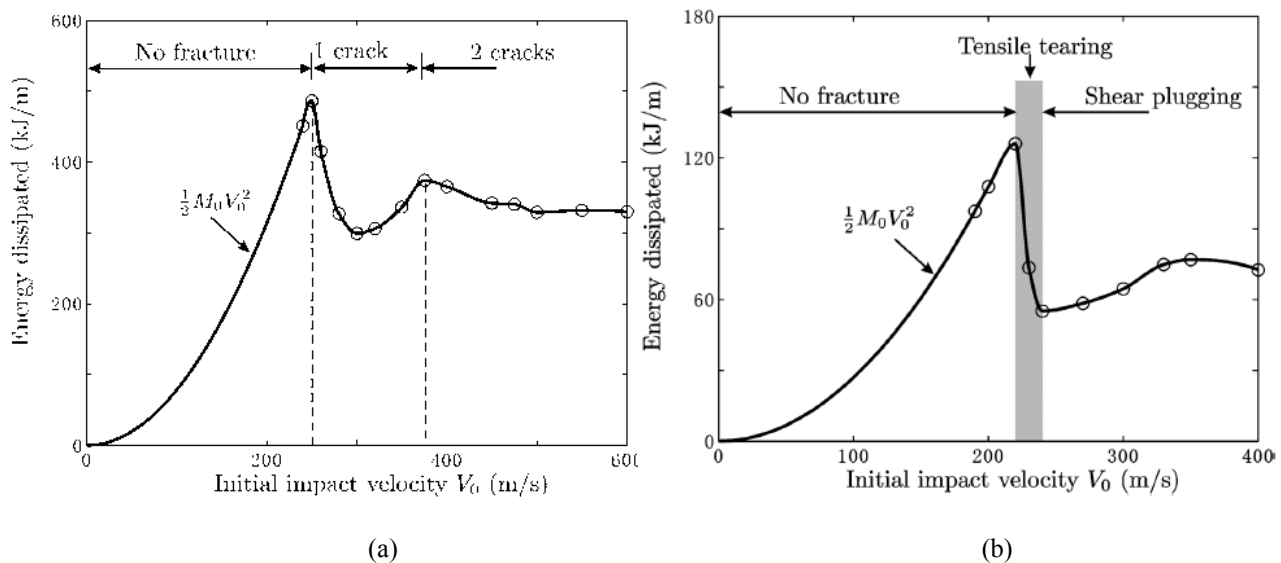


Figura 9.- Energía plástica disipada vs. Velocidad inicial de impacto para ambas vigas.
(a) Acero Weldox 460 E. (b) Aluminio 2024-T351.



2.3. Parámetro Lode.

2.3.1. Introducción y definición.

En 1925 Lode investigó la influencia de la tensión principal intermedia mediante la utilización de un parámetro, denominado parámetro de Lode. Dicho estudio se llevó a cabo mediante una serie de experimentos, que consistieron en tubos de pared delgada sujetos a la combinación de cargas uniaxiales y de presión interna. Los ensayos realizados se llevaron a cabo mediante el empleo de los siguientes materiales: hierro, cobre y níquel.

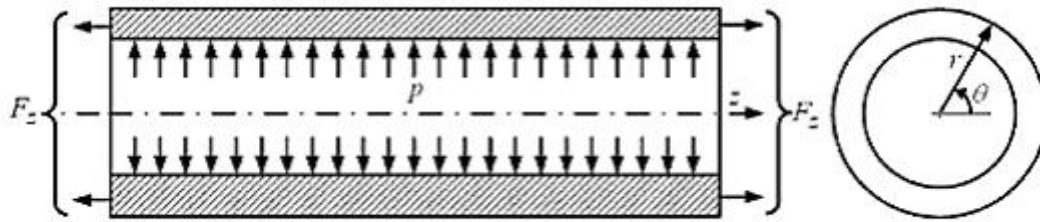


Figura 10.- Esquema gráfico del estado de tensiones aplicados en los experimentos desarrollado por Lode.

Lode definió el parámetro Lode como:

$$\mu = \frac{2\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3} \quad \text{Ecuación 2.11}$$

donde σ_1 , σ_2 y σ_3 son las tensiones principales, que poseen una distribución de valores de la siguiente forma, donde $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$.

Sabiendo que el criterio de Tresca y de Von Mises proporcionan la misma predicción para un ensayo de tracción, y que el límite elástico es el mismo para un ensayo uniaxial de compresión y de tracción. Luego se conoce que:

$$\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_Y} = 1 \quad \text{Ecuación 2.12}$$

$$\frac{1}{\sqrt{2}} \left[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 \right]^{\frac{1}{2}} = \sigma_Y$$

Despejando de la ecuación 2.11 la tensión principal intermedia (σ_2) e introduciendo en la ecuación del criterio de Von Mises, se obtiene:

$$\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_Y} = \frac{2}{\sqrt{3 + \mu^2}} \quad \text{Ecuación 2.13}$$



Una vez obtenido los diferentes criterios en función de las tensiones principales de tensión, se pasa a citar la relación que posee cada una de las tensiones principales con los parámetros que permiten controlar el estado tensional en los ensayos, dichos parámetros son: la presión interna (p) y la fuerza uniaxial aplicada en la probeta (F).

$$\begin{aligned}\sigma_{\theta} &= \frac{pR}{t} \\ \sigma_z &= \frac{F}{2\pi Rt} \\ \sigma_r &\approx 0\end{aligned}\quad \text{Ecuación 2.14}$$

donde R es el radio principal del tubo de pared delgada y t es el espesor de la pared.

Una vez citado las tensiones principales, la ecuación correspondiente del parámetro Lode adquiere la siguiente forma:

$$\mu = \frac{F - \pi R^2 p}{\pi R^2 p} \quad \text{Ecuación 2.15}$$

donde es posible obtener los estados de tensión correspondientes $-1 \leq \mu \leq 1$ mediante el control y variación de los parámetros F y p. Mediante el conjuntos de ensayos realizados se concluye mediante los resultados de los ensayos experimentales de Lode que es favorable el criterio de Von Mises a la hora de la predicción correspondiente.

Una vez citado el procedimiento realizado por Lode para el desarrollo de su estudio, se pasa a ilustrar una serie de imágenes para facilitar el mejor entendimiento del parámetro Lode.

Dichas imágenes permiten observar el parámetro Lode ilustrado utilizando el círculo de Mohr en la Fig. 11, permitiendo identificar los casos más relevantes, como su comparación con el parámetro de la triaxialidad, utilizado en este estudio. Esto permite poseer una visión más general de ambos parámetros.

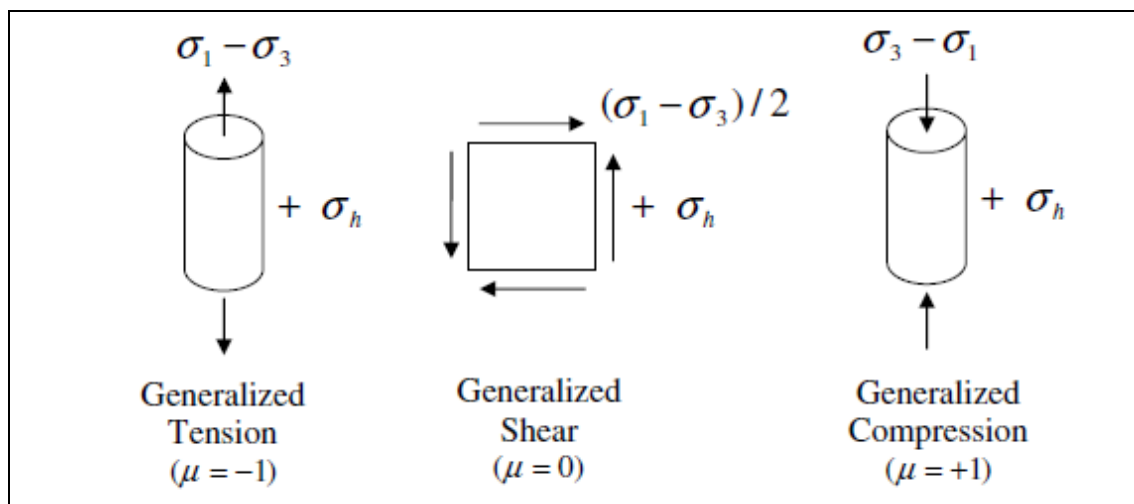


Figura 11.- Parámetro Lode



Ten types of classical specimens for plasticity and fracture calibration

| No. | Specimen type | Analytical expressions for stress triaxiality η^a | The Lode angle parameter $\bar{\theta}$ |
|-----|--|---|---|
| 1 | Smooth round bars, tension | $\frac{1}{3}$ | 1 |
| 2 | Notched round bars, tension (Bridgman, 1952) | $\frac{1}{3} + \sqrt{2} \ln \left(1 + \frac{a}{2R} \right)$ | 1 |
| 3 | Plastic plane strain, tension | $\frac{\sqrt{3}}{3}$ | 0 |
| 4 | Flat grooved plates, tension (Bai et al., 2006b) | $\frac{\sqrt{3}}{3} \left[1 + 2 \ln \left(1 + \frac{t}{4R} \right) \right]$ | 0 |
| 5 | Torsion or shear | 0 | 0 |
| 6 | Cylinders, compression | $-\frac{1}{3}$ | -1 |
| 7 | Equi-biaxial plane stress tension | $\frac{2}{3}$ | -1 |
| 8 | Equi-biaxial plane stress compression | $-\frac{2}{3}$ | 1 |
| 9 | Plastic plane strain, compression | $-\frac{\sqrt{3}}{3}$ | 0 |
| 10 | Notched round bars, compression | $-\left[\frac{1}{3} + \sqrt{2} \ln \left(1 + \frac{a}{2R} \right) \right]$ | -1 |

^a In the expressions of η , R is the radius of a notch or a groove, a is the radius of a round bar at the notch, t is the thickness of a flat grooved plate at the groove.

Figura 12.-Comparación de los valores más significativos del parámetro Lode y de la triaxialidad.

A continuación, se recoge un conjunto de artículos desarrollados en la última década relacionados con el parámetro Lode como con la triaxialidad. Dichos artículos se recogen en la bibliografía y muestran la importancia adquirida de ambos parámetros en el estudio de fenómenos relacionado con la plasticidad de los materiales.

2.3.2. “A new model of metal plasticity and fracture with pressure and Lode dependence” desarrollado por Bai, Y. y Wierzbicki, T. et al. (2008)

Este artículo se centró en la influencia que existe entre la presión hidrostática y el parámetro Lode en la teoría de la plasticidad de los metales. La teoría clásica asume principalmente que la presión hidrostática ejerce un efecto insignificante en el endurecimiento por deformación de un material y que el flujo tensional es independiente del tercer invariante (o parámetro de Lode). Sin embargo, recientes experimentos unidos a simulaciones numéricas realizadas en metales han demostrado que ambos elementos deberían ser incluidos en la descripción constitutiva del material. Como consecuencia de los recientes experimentos se ha desarrollado un nuevo modelo de plasticidad en metales considerando ambos efectos. Los resultados obtenidos para el material aluminio Al. 2024-T351 respaldan el nuevo modelo de plasticidad.

El estudio realizado para la elaboración del presente artículo propuso la extensión de la teoría clásica de la plasticidad en los metales y también en los modos de fallo dúctiles, pero esta extensión no es necesaria en todos los materiales metálicos. Por ejemplo, en el acero 1045 no se demostró de manera obvia el efecto de la presión hidrostática y del parámetro Lode respecto a la plasticidad de los metales, y en el acero DH36 no se demostró de manera aparente la influencia del parámetro Lode respecto al modo de fallo.



2.3.3. *“Numerical analysis of the influence of the Lode parameter on void growth”*
desarrollado por Zhang, K.S., Bai, J.B y François, D. et al. (2001)

Este artículo se centró en el análisis numérico tridimensional de un poro esférico, contenido en una celda cúbica, bajo diferentes estados tensionales. Este análisis se basó principalmente en la influencia de los diferentes valores del parámetro Lode en la expansión direccional del poro en una celda cúbica.

Es necesario señalar que la influencia del parámetro Lode en la evolución del daño dúctil en materiales metálicos ha sido raramente investigado. La mayoría de los documentos consideran que la triaxialidad (T) como la única variable que describe el estado tensional que sufre el poro, este hecho se hace patente en modelos como el modelo RT, el modelo Gurson y el modelo GTN.

Respecto a la investigación desarrollada en este artículo, la influencia en la deformación, muestra que el poro y la celda se encuentran fuertemente ligados entre sí y la expansión direccional del poro se encuentra influida fuertemente por la forma del poro y por la distribución de la tensión. El conocimiento de la manera de evolución del poro para diferentes valores del parámetro de Lode y de la triaxialidad, obtenido por el análisis tridimensional, es importante para entender el orden de daño y el mecanismo de fallo en la ductilidad de los materiales porosos.

Acorde con los resultados del análisis, las diferentes conclusiones obtenidas fueron:

- El daño en el material depende directamente del parámetro Lode.
- La influencia del parámetro Lode es mayor en la forma del poro que en el volumen del poro.
- Es necesario introducir el parámetro Lode en un nuevo modelo de fallo dúctil.

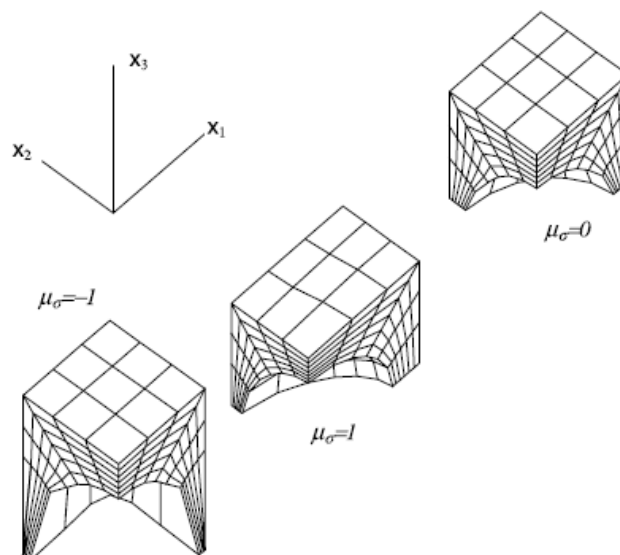


Figura 13 .- Esquema de la evolución del poro según los valores del parámetro Lode con un valor de triaxialidad correspondiente a $T=1$.



2.3.4. “*Rupture mechanisms in combined tension and shear – Experiments*”
desarrollado por Barsoum, I. Y Faleskog, J. et al. (2007).

El artículo se basó en una investigación experimental de los mecanismos de rotura en aceros de media y alta resistencia llevada a cabo mediante una nueva configuración de ensayo. Las probetas fueron cargadas mediante una combinación de cargas de tracción y de torsión en determinado ratio permitiendo el control del nivel de triaxialidad que experimentaba la probeta. Para este estudio se utilizó un nuevo tipo de probeta para medir la ductilidad a tracción y a cortadura, dicha probeta se encuentra representada en la figura 14.

Las variables utilizadas para el estudio fueron la deformación plástica efectiva, la triaxialidad y el parámetro Lode en el centro de la entalla de las probetas. En este estudio se utilizó un microscopio electrónico sobre las superficies fracturadas que permitió identificar dos mecanismos diferentes de ruptura en los estados tensionales utilizados. A alta triaxialidad, las superficies fueron cubiertas por largos y profundos hoyuelos, dando lugar al crecimiento y a la unión interna de los huecos que fueron los factores que gobiernan el mecanismo de ruptura de la probeta. A baja triaxialidad las superficies se encontraron cubiertas por pequeños hoyuelos, dando lugar al desarrollo de huecos por cortadura interna siendo el mecanismo que gobierna el mecanismo de rotura.

Para concluir, este estudio sugiere que la triaxialidad no es un parámetro suficiente para caracterizar la ductilidad, especialmente a bajos niveles de triaxialidad.

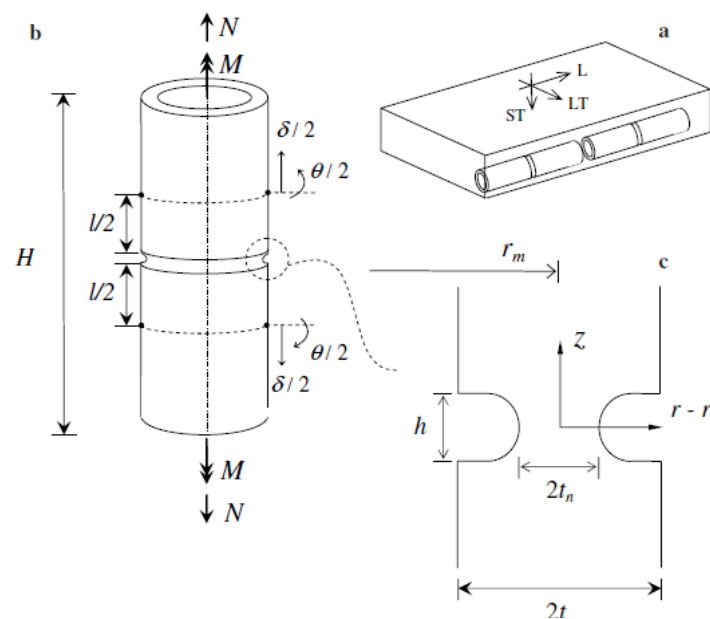


Figura 14.- Probeta utilizada en el desarrollo del artículo “*Rupture mechanisms in combined tension and shear – Experiments*” desarrollado por Barsoum, I. Y Faleskog, J. et al. (2007).

2.4. Ecuaciones constitutivas

El estudio del comportamiento de los metales se remonta a muchos años atrás, lo que ha permitido tener un amplio conocimiento de la respuesta de estos bajo diferentes



estados de carga. Aún así, la multitud de procesos que intervienen en un evento de impacto y la complejidad de los mismos hacen que la proposición de modelos constitutivos que permitan representar este comportamiento de manera fidedigna no se remonte más allá de un par décadas. En el presente apartado se exponen los principales modelos que se han utilizado para definir el comportamiento de metales en ensayos de impacto a alta velocidad haciendo especial hincapié en el modelo propuesto por Johnson y Cook [Johnson y Cook 1983] que ha sido empleado para llevar a cabo las simulaciones numéricas de este trabajo.

La ecuación constitutiva es una formulación físico-matemática que describe el comportamiento termomecánico de un material bajo diferentes condiciones de carga. De esta manera, permite obtener la tensión σ en función de la deformación ε , la velocidad de deformación $\dot{\varepsilon}$, la temperatura θ , el daño D u otras variables internas,

$$\sigma = f(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, \theta, D, \dots).$$

Las ecuaciones constitutivas serán más o menos complejas dependiendo de las hipótesis que se hagan uso, del tipo del material y de condiciones de cargas que apliquen. Se empleara una ecuación constitutiva elástica o elastoplástica con endurecimiento por deformación para describir problemas sencillos como materiales metálicos sometidos a pequeñas cargas estáticas a temperatura ambiente. Más complicado es por ejemplo someter a un material bajo fuertes cargas termomecánicas en régimen dinámico, por lo que se emplearían modelos muchos más complejos que el anteriormente citado.

Las ecuaciones constitutivas se pueden clasificar, según la forma de obtenerlas, en dos grandes grupos:

- *Ecuaciones constitutivas fenomenológicas*: Se basan en observaciones empíricas. Se obtienen mediante el ajuste de datos experimentales mediante ecuaciones. La ecuación constitutiva se considera correcta si ésta puede unificar todos los datos experimentales en una sola curva. Estos modelos son de amplia difusión ya que los parámetros de ajuste son relativamente fáciles de obtener y no requieren de un conocimiento exhaustivo del comportamiento microestructural del material al ser sometido a acciones mecánicas. Como inconveniente citar que debido a su carácter empírico están restringidas a un limitado campo de aplicaciones (cubriendo limitados rangos de velocidad de deformación y temperatura) y reducida flexibilidad (formulación específica para determinados materiales no extrapolable a otros materiales metálicos)
- *Ecuaciones constitutivas basadas en modelos físicos*: Depende de aspectos físicos del comportamiento del material. La nucleación y coalescencia de cavidades en materiales dúctiles o la evolución de fisuras en materiales frágiles a partir de defectos iniciales en el material son ejemplos de esta influencia. Estos modelos están actualmente en pleno desarrollo y obtienen resultados más precisos que los modelos empíricos así como permiten una adecuada definición del comportamiento del material en un amplio rango de



condiciones de carga pero muchas veces resulta difícil encontrar los valores de sus parámetros o estos no existen en la literatura.

2.4.1. Modelos de comportamiento termoviscoplastico para metales

Desde hace ya un par de década, los numerosos estudios relacionados con el comportamiento de los metales ha permitido tener un amplio conocimiento de la respuesta de estos bajo distintas sollicitaciones, pudiéndose así representar de una manera fidedigna el comportamiento de los metales ante ensayos balísticos.

A continuación se presentan algunos de los modelos más empleados en la literatura y el que fue utilizado en este proyecto fin de carrera para poder simular numéricamente de la manera más exacta los ensayos balísticos y poder de esta manera corroborarlos con los datos obtenidos mediante el código de elementos finitos ABAQUS/Explicit.

2.4.1.1. Modelo de Steinberg – Guinan [Steinberg et al. 1980]

En este modelo constitutivo los autores asumen que el límite de fluencia aumenta con la velocidad de deformación hasta un límite.

El modelo propuesto por Steinberg, Chocran and Guinan fue especialmente concebido para metales sometidos a altas velocidades de deformación (del orden de los 10^5 s^{-1}). Se sabe que la tensión equivalente crece con el incremento de la velocidad de deformación, pero en acuerdo con estos autores, debe existir un límite. Experimentalmente demostraron que para valores mayores de 5 GPa. La dependencia de este parámetro con la velocidad de deformación se vuelve insignificante. Este modelo tiene en cuenta además la existencia de una dependencia con la temperatura, el incremento de esta hace disminuir las propiedades resistentes del material. Además se tiene en cuenta el efecto Bauschinger en el modelo.

Así el modelo de Steinberg – Guinan se escribe como sigue:

$$\bar{\sigma}(\bar{\epsilon}^p, T) = \left(A + B(\bar{\epsilon}^p + \epsilon_0) \right)^n \cdot \left(1 + H_1 \cdot \frac{p}{j^{1/3}} - H_2 \cdot (T - 300) \right) \quad \text{Ecuación 2.16}$$

donde $J = V/V_0$ es la relación de volúmenes, A es el límite elástico, B y n son parámetros de endurecimiento del material, ϵ_0 es la deformación plástica equivalente inicial, normalmente igual a 0 y H_1 y H_2 son constantes del material. En el trabajo de Grujicic et al. [Grujicic et al. 2003] se puede encontrar este modelo para modelizar cobre mediante el software de elementos finitos CTH desarrollado por el Sandia Nacional Laboratory. En los trabajos de Livingstone et al. Y Richards et al. [Livingstone et al. 1999 y Richards et al. 1999] se usa para el plomo.

Hasta el día de hoy, se han obtenido expresiones para 14 metales y se ha demostrado que el modelo proporciona unos resultados muy aceptables para



simulaciones de experimentos de alta velocidad de deformación. Son necesarias dos ecuaciones para modelizar el comportamiento de estos materiales; una para el módulo cortante y otra para la tensión de fluencia. Este modelo, si bien da buenos resultados, es complicado de obtener y actualmente solo se usa en simulaciones cuando se utilizan alguno de los 14 materiales tabulados por Steimberg y Guinan.

2.4.1.2. Modelo de Zerilli – Armstrong [Zerilli y Armstrong, 1987]

El modelo constitutivo de Zerilli – Armstrong está basado en la mecánica de las dislocaciones que tiene lugar a nivel microscópico en el seno del material. Se han desarrollado dos modelos, uno para materiales que presentan la configuración atómica cúbica centrada en las caras (FCC) y otra para materiales que presentan la disposición cúbica centrada en el cuerpo (BCC). La diferencia más significativa que se presenta entre las dos disposiciones cristalinas es la dependencia de la deformación que tiene el parámetro que representa la activación térmica. El efecto del endurecimiento al aumentar la velocidad de deformación o el ‘reblandecimiento’ al aumentar la temperatura, junto con el tamaño de grano es, también, tenido en cuenta.

Estos modelos se formulan a continuación:

$$BCC : \bar{\sigma} \left(\bar{\varepsilon}^p, \dot{\bar{\varepsilon}}^p, T \right) = C_0 + C_1 \cdot \exp \left(-C_3 \cdot T + C_4 \cdot T \cdot \ln \left(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}^p}{\dot{\bar{\varepsilon}}_0} \right) + C_5 \cdot \bar{\varepsilon}^{p^n} \right) \quad \text{Ecuación 2.17}$$

donde C_0 es el límite elástico inicial, C_1 , C_2 , C_3 , C_4 son coeficientes de ajuste, C_5 es el coeficiente representativo del endurecimiento por deformación y n es el exponente del endurecimiento por deformación. En el estudio de Grujicic et al. [Grujicic et al. 2003] este modelo se usa para el cobre mediante el software de elementos finitos CTH desarrollado por el Sandia Nacional Laboratory. En el código LS – DYNA [LS- DYNA manual teórico] este modelo se puede aplicar para metales. Los materiales que son altamente sensibles a la velocidad de deformación y a la temperatura se describen de manera propicia mediante este modelo debido a que los términos referidos a estos componentes están en el exponente. Además la base científica que este modelo acarrea tras de sí es más sólida que la de los otros modelos expuestos. Aunque por otra parte la dependencia acoplada de la temperatura y la velocidad de deformación hace que la determinación de los parámetros es complicada.

$$FCC : \bar{\sigma} \left(\bar{\varepsilon}^p, \dot{\bar{\varepsilon}}^p, T \right) = C_0 + C_2 \cdot \sqrt{\dot{\bar{\varepsilon}}^p} \cdot \exp \left(-C_3 \cdot T + C_4 \cdot T \cdot \ln \left(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}^p}{\dot{\bar{\varepsilon}}_0} \right) \right) \quad \text{Ecuación 2.18}$$

2.4.1.3. Modelo Johnson – Cook (JC) [Johnson y Cook, 1983]

Johnson y Cook propusieron [Johnson y Cook, 1983] un modelo mecánico de material que fue desarrollado especialmente para materiales metálicos implicados en



condiciones de impacto, de ahí que sea ampliamente utilizado en diferentes simulaciones de ensayos de impacto con materiales metálicos.

El modelo mecánico de Johnson-Cook reproduce el comportamiento de los materiales sujetos a grandes deformaciones, altas temperaturas y altas velocidades de deformación.

Este modelo constitutivo es relativamente fácil de calibrar debido a que permite el desacoplamiento de estos efectos. Debido a este hecho y a los excelentes resultados que suele proveer, este modelo se utiliza ampliamente para la modelización de metales bajo cargas de impacto y está pre-implementado en la mayoría de los códigos comerciales de elementos finitos.

La formulación de este modelo define la tensión equivalente de Von Mises, $\bar{\sigma}$, como tres términos desacoplados donde el primero de ellos define la dependencia del endurecimiento por deformación, el segundo la sensibilidad de la deformación y el tercero la sensibilidad de la temperatura.

La formulación del modelo es la siguiente:

$$\bar{\sigma}(\bar{\epsilon}^p, \dot{\epsilon}^p, T) = \left[A + B \left(\bar{\epsilon}^p \right)^n \right] \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\epsilon}^p}{\epsilon_0} \right) \right] \left[1 - T^* \right] \quad \text{Ecuación 2.19}$$

donde A es el límite elástico, B es una constante de endurecimiento del material, n es el parámetro de endurecimiento, C es la sensibilidad a la velocidad de deformación y m es el parámetro de sensibilidad térmico. ϵ_0 es el límite inferior de velocidad de la ecuación constitutiva y $T^* = (T - T_0)/(T_m - T_0)$ es la temperatura equivalente, donde T es la temperatura en cada instante, T_0 es la temperatura ambiente y T_m es la temperatura de fusión.

Además, esta relación constitutiva está acoplada con la ecuación del calor, Ec.2.20., permitiendo obtener el incremento de la temperatura en condiciones adiabáticas.

$$\Delta T(\bar{\epsilon}^p, \dot{\epsilon}^p, T_0) = \frac{\beta}{\rho C_p} \int_{\epsilon_e}^{\bar{\epsilon}^p} \bar{\sigma}(\bar{\epsilon}^p, \dot{\epsilon}^p, T) d\bar{\epsilon}^p \quad \text{Ecuación 2.20}$$

donde β es el coeficiente de Quinney – Taylor el cual define la parte de trabajo plástico convertida en calor. El valor típicamente usado para metales es $\beta = 0.9$, ρ es la densidad del material y C_p es el calor específico a presión constante.

La obtención de las constantes del modelo se realiza ajustando la curva de comportamiento a aquellas curvas que se obtienen al realizar varios ensayos a diferentes temperaturas y velocidades de deformación. Posteriormente, se comprueba el resultado mediante un código de cálculo numérico aplicándolo a ensayos de impacto de Taylor, donde la velocidad de deformación es muy alta.



Se debe tener en cuenta una serie de observaciones acerca del modelo de Johnson-Cook que se enumeran a continuación:

- El modelo es una aproximación fenomenológica y no considera el carácter aditivo de la ley de flujo en relación a la influencia de los procesos térmicamente activados y la dinámica de dislocaciones.
- El endurecimiento por deformación definido a través de una ley potencial que no tiene en cuenta el efecto de la temperatura y de la velocidad de deformación ya que tanto el módulo de plasticidad B como el coeficiente de endurecimiento n son considerados constantes. Como se han demostrado en numerosos estudios (Rusinek et al., 2005, Rusinek y Zaera, 2007a, Klepaczko 2005, Borvik et al., 2003, Teng y Wierzbicki, 2006; Rusinek et al 2009a) estos parámetros no deben considerarse constantes para problemas dinámicos susceptibles de presentar inestabilidades plásticas frecuentemente observadas en problemas de impacto.
- La importancia de la correcta determinación del coeficiente de endurecimiento puede apreciarse aplicando la condición de inestabilidad de Considere (1885), $d\bar{\sigma}/d\bar{\varepsilon}_p = \bar{\sigma}$, dependiente del coeficiente de endurecimiento e igual a su valor para la ley potencial de Swift. Igualmente, la condición de saturación del endurecimiento por deformación $d\bar{\sigma}/d\bar{\varepsilon}_p = 0$, que define la localización de deformaciones plásticas cuando la velocidad de propagación de estas ondas es nula ($C_p=0$) es altamente dependiente del coeficiente de endurecimiento (Klepaczko, 2005). Así, el aumento del endurecimiento por deformación retrasa la aparición de inestabilidades incrementando la ductilidad del material.
- En cuanto a la influencia del módulo de plasticidad B , su aumento se traduce en un incremento de la ductilidad del material para valores de deformación plástica inferiores a los de estricción (*necking*) o un decremento para valores superiores.

Un análisis completo de la influencia de estos parámetros sobre la aparición de inestabilidades plásticas en el ensayo de tracción dinámica en materiales ferríticos ha sido realizado por José Antonio Rodríguez Martínez recientemente (Rodríguez-Martínez et. Al, 2009a; Rodríguez - Martínez et. Al, 2009b)

- El modelo presenta una sensibilidad $m = \left(\partial \bar{\sigma} / \partial \log \dot{\bar{\varepsilon}}_p \right)$ a la velocidad de deformación de tipo lineal, lo cual es contrario a las evidencias experimentales que muestran que los materiales metálicos, en general, presentan una sensibilidad a la velocidad de deformación no lineal.

De esta manera, el modelo de Johnson-Cook se le han realizado modificaciones introduciendo términos no lineales en la aproximación a la sensibilidad a la velocidad de deformación (Johnson et al., 2006). La modificación se expresa:



$$\bar{\sigma}(\bar{\varepsilon}^p, \dot{\bar{\varepsilon}}^p, T) = \left[A + B(\bar{\varepsilon}^p)^n \right] \left[1 + C_1 \ln\left(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}^p}{\varepsilon^p}\right) + C_2 \ln\left(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}^p}{\varepsilon^p}\right)^{C_3} \right] [1 - T_m^*] \quad \text{Ecuación 2.21}$$

donde C_1 y C_2 son nuevas constantes del material. Sin embargo, debido a que la ley tiene un carácter multiplicativo, el término de endurecimiento es multiplicado por un segundo no lineal, y, para altas velocidades de deformación y altas deformaciones, la curva tipo tensión-deformación se incrementa excesivamente, en contradicción con datos experimentales obtenidos especialmente para metales con estructura BCC.



3. Códigos numéricos:



3.1. Códigos numéricos.

En las últimas décadas, la capacidad de cálculo de los ordenadores se ha incrementado enormemente. Debido a esta mejora en las prestaciones se ha producido un más que notable desarrollo de los códigos de elementos finitos y del abanico de alternativas que estos ofrecen. La principal ventaja que se obtiene de realizar estudios numéricos es la gran cantidad de información que puede ser obtenida de estados de carga complejos que envuelven una gran cantidad de diferentes variables como pueden ser: campos tensionales, campos de deformaciones, velocidades de deformación, términos térmicos... todas estas variables son de gran importancia en fenómenos de impacto.

Además la simulación numérica no sólo se usa para validar resultados experimentales obtenidos en el laboratorio, también sirve como un indicador de los fenómenos que puede suceder en situaciones que no se pueden reproducir experimentalmente como pueden ser impactos a muy alta velocidad o cualquier tipo de ensayos en elementos estructurales que por sus dimensiones no pueden ser reproducibles en sus dimensiones reales o mediante modelos reducidos.

3.2. Modelización de los procesos dinámicos de deformación.

Los procesos de impacto están dominados por tensiones transitorias y por estados de deformación. La duración típica para un proceso de deformación puede durar entre algunos milisegundos en determinados ensayos o varios segundos, por ejemplo: en la deformación de la estructura de un vehículo bajo cargas producidas por un choque. Dependiendo de la amplitud de los efectos de las ondas, puede ser necesario realizar una representación detallada de la atenuación que sufren.

La propagación de las ondas es un fenómeno observable que provoca una aceleración del cuerpo y un estado de deformación específico. Para velocidades de deformación elevadas la evolución y la propagación de las ondas de choque llegan a ser relevantes. Una simple onda puede causar un fallo estructural en regiones remotas a la posición inicial de aplicación de la carga.

Una solución de las ecuaciones diferenciales parciales relacionadas con el objetivo de investigar la deformación y la disipación de energía debe incluir un tiempo de resolución que permita obtener la descripción del proceso incluyendo los efectos de la propagación de las ondas. De este modo, las ecuaciones deben ser discretizadas para su resolución tanto en el espacio como en el tiempo. Ya que las soluciones analíticas para los procesos complejos no son fácilmente calculables, los métodos numéricos han sido y están siendo desarrollados para encontrar soluciones aproximadas. Parte de las aproximaciones y del núcleo de la filosofía de los métodos numéricos es la llamada discretización de las ecuaciones que gobiernan dichos fenómenos.

La discretización del espacio de las ecuaciones básicas se realiza a partir de varios tipos de métodos finitos como los mencionados a continuación: Elementos finitos (FEM), diferencias finitas (FDM), volúmenes finitos (FVM) o métodos de mallado libre



(MFM) son en general categorías de métodos numéricos desarrollados para la utilización en diferentes aspectos o aplicaciones.

Lo concerniente a la discretización del tiempo, según el método explícito o implícito basados en las aproximaciones de diferencias finitas, se explica la dependencia de las ecuaciones básicas con el tiempo. Mientras que las formulaciones explícitas tienen menos coste computacional respecto a las implícitas, su estabilidad y precisión esta limitada por el tamaño del paso de tiempo. Los métodos implícitos son capaces de poseer pasos de tiempo más grandes con la misma exactitud o incluso mayor y su precisión fácilmente puede ser controlada. Sin embargo, para procesos más dinámicos bajo condiciones de choque o de impacto una integración explícita es todavía más preferible ya que la resolución de los efectos de propagación de las ondas demanda un pequeño paso de tiempo del orden de micro o nanosegundos, por lo cual, se elimina la ventaja de los métodos implícitos.

3.3. Principales formulaciones.

En esta sección se va a tratar sobre las diferentes formulaciones que se usan en fenómenos de impacto, exponiendo sus principales ventajas e inconvenientes.

3.3.1. Formulación Langrangiana

La formulación Langrangiana es la más común de las técnicas de resolución para aplicaciones ingenieriles. Esta formulación define a cada nodo como único y los elementos se crean como unión de estos nodos. Los elementos son creados mediante la conexión de estos nodos. Cuando un cuerpo está sometido a una deformación los nodos de la malla se ven forzados a moverse y los elementos cambian su forma distorsionándose. Tradicionalmente ha sido un método muy eficaz y preciso a la hora de simular procesos que envuelven pequeños desplazamiento / deformaciones, pero en fenómenos de impacto la malla se ve sometida a severas deformaciones pudiéndose llegar a producir problemas de convergencia en el cálculo que impidan la obtención de resultados.

3.3.2. Formulación Euleriana

La formulación Euleriana es el método más frecuentemente usado para el análisis de procesos que envuelven fluidos o materiales sujetos a grandes deformaciones. La malla permanece fija en el espacio mientras que el material fluye a través de ella, impidiendo los fenómenos adversos que provocan una distorsión excesiva de los elementos. La malla empleada debe ser lo suficientemente fina debido a la nueva creación de zonas de expansión del material.



3.4. Componentes de los Hidrocódigos.

Hidrocódigos, también llamado “wave-propagation-codes”, son la típica clase de herramienta numérica para la simulación de procesos de choque o de impacto. Se desarrollaron sobre los años 50 para la simulación de los efectos físicos de las armas nucleares, y con un enfoque a la dinámica de los fluidos que permitiera la resolución de las ecuaciones de conservación de masa, del momento y de la energía.

Las directrices en el desarrollo de hidrocódigos han sido puestas por Los Alamos National Laboratory (LANL) y Lawrence Livermore National Laboratory (LLNL). Actualmente los códigos comerciales disponibles para las simulaciones relacionadas con impacto o choque tienen al menos las herramientas y la información necesaria implementada en los códigos. La primera aplicación que utilizó los primeros hidrocódigos fue desarrollada sin ecuación constitutiva para la tensión tangencial ni con un criterio de fallo debido a que la presión hidrostática prevalecida excediendo a las fuerzas tangenciales por varios ordenes de magnitud. Solo para usos posteriores relacionados con la detonación e impacto producidos por ondas de choque en fluidos y en estructuras se incluyó las deformaciones estructurales. Por lo tanto, en la naturaleza de sus usos y de sus orígenes, los hidrocódigos son también una plataforma ideal para discretizaciones acopladas y adaptables. Los representantes típicos de hidrocódigos, para nombrar unos pocos, son ABAQUS, AUTODYN, CTH, DYTRAN, EPIC, HEMP, HULL, LS-DYNE, OURANOS, PAM-SHOCK y RADIOS.

Los elementos característicos introducidos en los hidrocódigos son:

- Solución de las ecuaciones de conservación de la masa, momento y energía.
- Tratamiento para desacoplar los términos del tensor de tensiones en desviador e hidrostáticos.
- Formulación no lineal de ecuación de estado considerando la formación y propagación de las ondas de choque.
- Ecuaciones constitutivas elásticas e inelásticas, comportamiento del material dependiente de la velocidad incluyendo el daño, fallo y el comportamiento post-fallo.
- Integración de tiempo explícita y espacial arbitraria.
- Una metodología numérica para la captura de las ondas de choque.

3.5. Proceso para la obtención de soluciones.

Típicamente, las soluciones de ecuaciones dependientes del tiempo en los hidrocódigos son organizadas de la siguiente forma, o de manera similar:

- A. Definir las condiciones iniciales para el sistema en un tiempo $t = t_0$.
- B. Evaluar el máximo tamaño estable del tiempo de paso, para evitar la pérdida de información o la sobre predicción de velocidades de propagación.
- C. Solucionar el conjunto de ecuaciones discretizadas según un procedimiento igual o similar al que viene ilustrado en la Fig. 8.



- D. Utilizar los resultados obtenidos en el apartado C para introducir nuevas condiciones iniciales para el siguiente paso de tiempo y continuar con el apartado B hasta alcanzar el tiempo final de duración predefinido.

Las publicaciones a menudo citadas relacionadas con hidrocódigos y estrategias de solución relacionadas son Wilkins (1964), Wilkins (1992), Noh (1964), y Benson (1992).

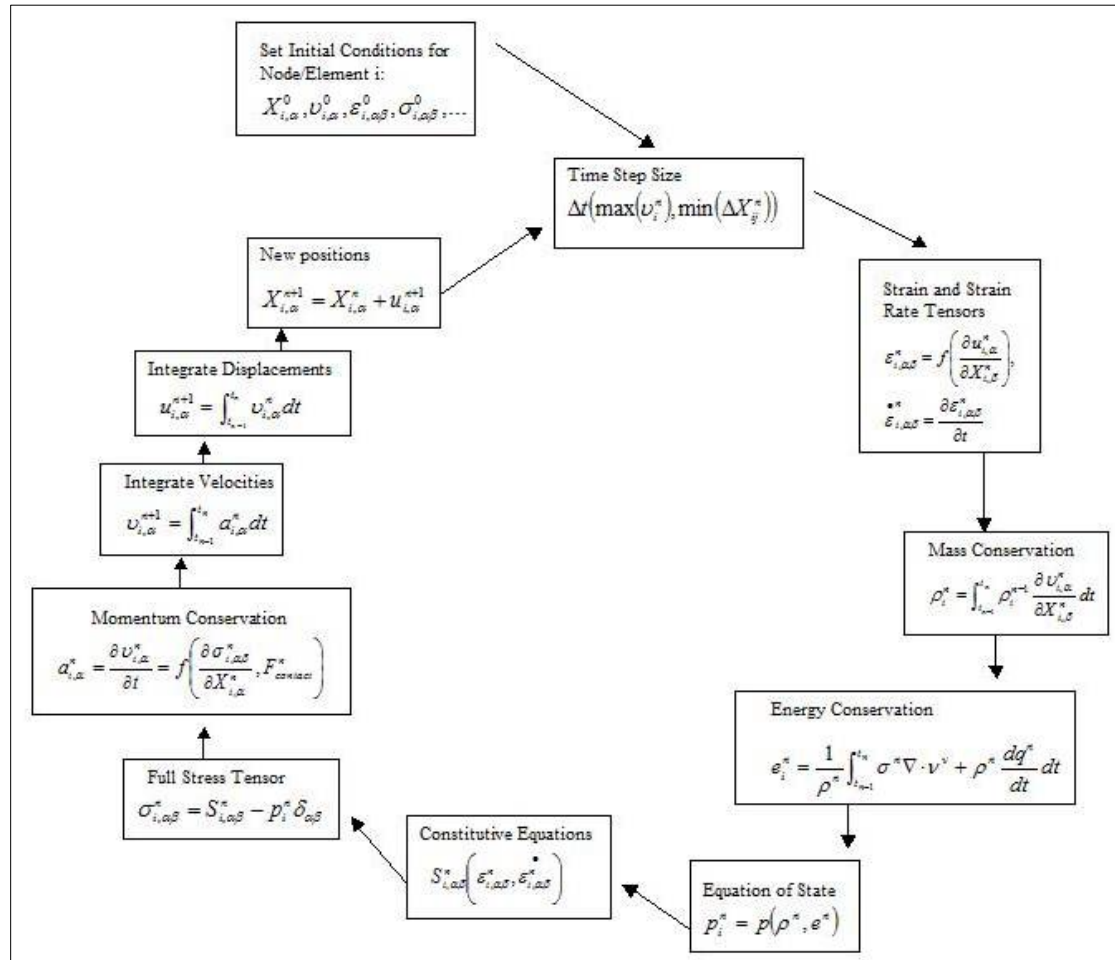


Figura 15. Procedimiento iterativo para la solución de ecuaciones mediante la discretización "i" dentro de cada paso de tiempo.

3.6. El código numérico ABAQUS. Descripción

Como se introdujo en la sección anterior, ABAQUS es un código comercial de elementos finitos, no lineal, que ha sido ampliamente utilizado en diversos campos de investigación y recientemente en procesos de impacto.

En este apartado se pretende dar una visión del funcionamiento del código numérico de simulación que se ha utilizado en este trabajo. El programa ABAQUS incluye varios programas, algunos de ellos específicos para determinados tipos de problemas a estudiar.



Abaqus/CAE es el ambiente completo de ABAQUS (CAE, por sus siglas en inglés) que proporciona una interfase simple y consistente para crear, lanzar, monitorizar, y evaluar resultados de simulaciones de ABAQUS/Standard y ABAQUS/Explicit.

Abaqus/CAE esta compuesto por módulos, y en cada uno de ellos se define un aspecto lógico del proceso de modelado; por ejemplo, definición de geometría, definición de propiedades de materiales, y generación de la malla. Conforme uno se cambia de módulo en módulo, construyes un modelo el cual es usado por Abaqus/CAE para que generar un archivo de entrada que después es utilizado para resolver con los productos de análisis ABAQUS/Standard o ABAQUS/Explicit. Los productos de análisis desarrollan el análisis y mandan la información pertinente para monitorear el progreso del trabajo de simulación, y generan una base de datos de salida (.ODB file). Finalmente, se usa el módulo de visualización de Abaqus/CAE para leer la base de datos de salida y visualizar los resultados del análisis

ABAQUS/Standard usa un método implícito como método de resolución, ideal para la resolución de problemas cuasi-estáticos, generalmente usa el método de Newton Raphson en el proceso iterativo.

Pero para un problema claramente dinámico como es el que nos atañe, donde a las mayores velocidades ensayadas los efectos inerciales se posicionan como el fenómeno predominante en el proceso de penetración, es necesario el empleo de un método explícito.

ABAQUS/Explicit es el programa indicado para problemas dinámicos o problemas donde existan importantes gradientes tensionales, deformacionales..., los modelos normalmente generados en este entorno pueden envolver un número elevadísimo de variables superior a los varios miles de ellas, esto da una idea de la potencia del software y de la necesidad de un soporte informático capaz de soportar semejante carga.

ABAQUS/Viewer proporciona una pantalla gráfica del modelo de elemento finito y resultados de ABAQUS. ABAQUS/Viewer está incorporado dentro de Abaqus/CAE como el módulo de visualización.

A continuación, se describe cada uno de los módulos que componen el ABAQUS/CAE en el orden en el que se despliegan en el menú de interfaz, aunque éste no se corresponda obligatoriamente con el orden de utilización para el desarrollo de modelos numéricos.

1. Part module.

En esta sección del programa se basa principalmente en el desarrollo gráfico de los elementos que componen el modelo numérico a estudiar. Para la creación de cada cuerpo, el programa pone a disposición un conjunto de herramientas de diseño que permite llevar a cabo el desarrollo de la geometría en cuestión, o bien permite importándola desde otros programas. Cada parte del modelo de elementos finitos se crea en un sistema de coordenadas propio.



Además de permitir crear la geometría, da la posibilidad de definir si la pieza es rígida o deformable, tridimensional, etc.

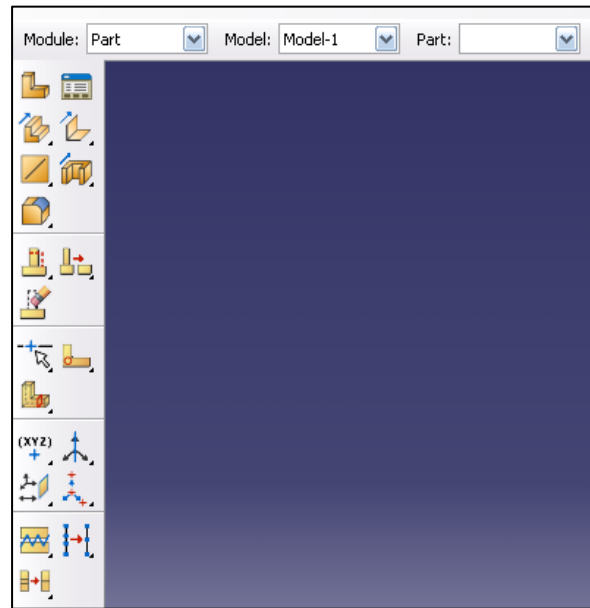


Figura 16.- Interfaz del Part module.

2. Property module.

En este módulo se definen cada uno de los materiales del modelo en cuestión, el modelo constitutivo o modelo de fallo, etc. Además de la gran variedad de modelos a seleccionar, es necesario asignar las propiedades del material que conforma la geometría definida anteriormente con su sección. En este módulo se asignan a cada pieza las propiedades másicas y de inercia, especialmente son relevantes en problemas cinemáticos o dinámicos.

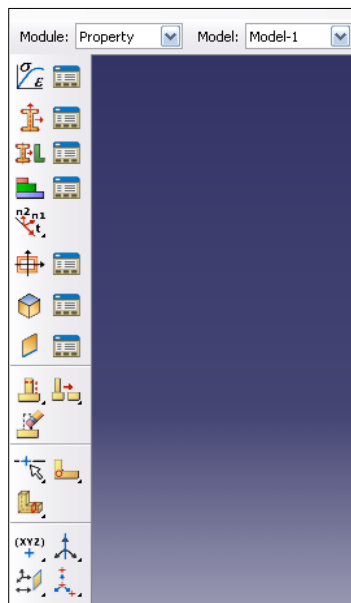


Figura 18.- Interfaz Property module.

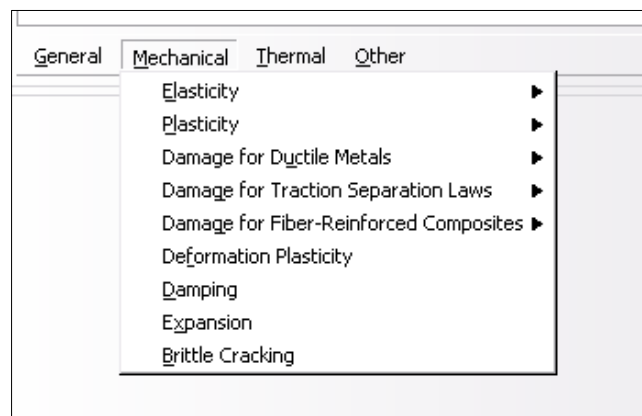


Figura 19.- Cuadro de dialogo para la definición de las propiedades del material.



3. *Assembly module.*

Cada parte que se crea esta orientada en su propio sistema coordenado y es independiente de las otras piezas en el modelo. Este módulo permite definir la geometría del modelo finalizado, a través de la creación de instancias de una parte y luego mediante la ubicación relativa de ellas con respecto a otras, ensamblarlas en un sistema global de coordenadas. Una de las ventajas de este método es que permite crear varias figuras a partir de una misma, de tal manera que cualquier modificación posterior de la parte afectara a todas sus imágenes.

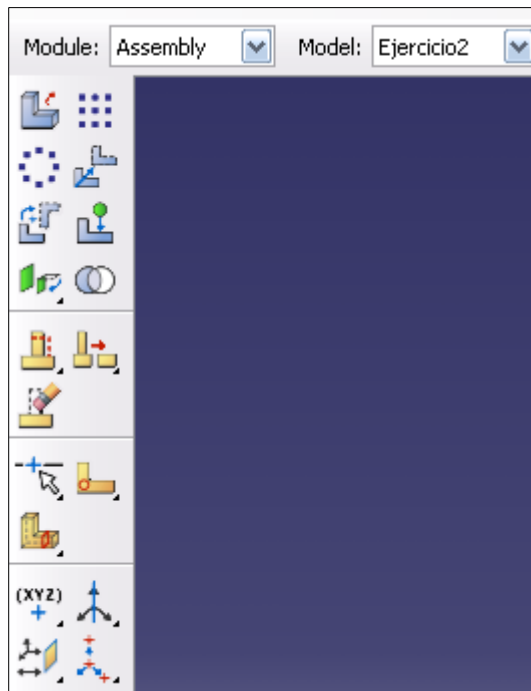


Figura 19.- Interfaz Assembly module.

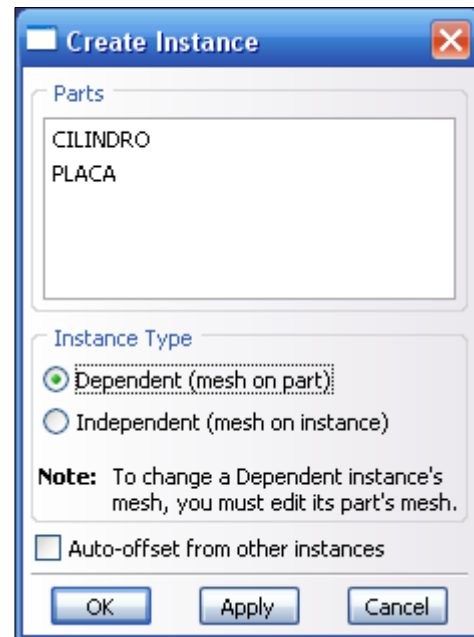


Figura 20.- Cuadro de dialogo para la creación de instances

4. *Step module.*

El programa ABAQUS permite el estudio de diferentes tipos de problemas a investigar, cada uno de ellos pueden constar de varios pasos, por ejemplo: un proceso repetitivo a lo largo del tiempo, calentamiento y enfriamiento, etc. Debido a las particularidades que posee cada uno de los procesos que se pueden estudiar o investigar con el programa ABAQUS, es necesario definir las características de cada modelo por medio de cada paso (Step). Para la definición del “Step” es necesario fijar el tiempo, número y tamaño de los incrementos, etc.

En este módulo se especifican los parámetros de salida (tensiones, deformaciones, temperatura, etc.) que se desea obtener como resultado de la simulación y cada cuanto incremento han de almacenarse estos datos. La elección correcta de los parámetros de salida permite reducir el tamaño de los ficheros de salida y también el tiempo de cálculo.

Existen dos tipos de salidas: de campo (*field output*) o históricas (*history output*). El primer tipo almacena los valores de los parámetros indicados en todos los elementos del



modelo, de forma que posteriormente es posible visualizar la distribución geométrica de los valores de dicho parámetro. Por el contrario, la salida histórica almacena cómo varían a lo largo de la simulación los valores de los parámetros en un cierto conjunto de nodos o elementos.

5. *Interaction module.*

En esta sección del programa, como su propio nombre indica, es utilizada para la definición de las interacciones y contactos entre las piezas del modelo. Cabe destacar que únicamente no solo se trata de los contactos posibles que se pueden dar lugar durante la simulación y sus propiedades, también permite definir condiciones de movimiento, uniones, etc.

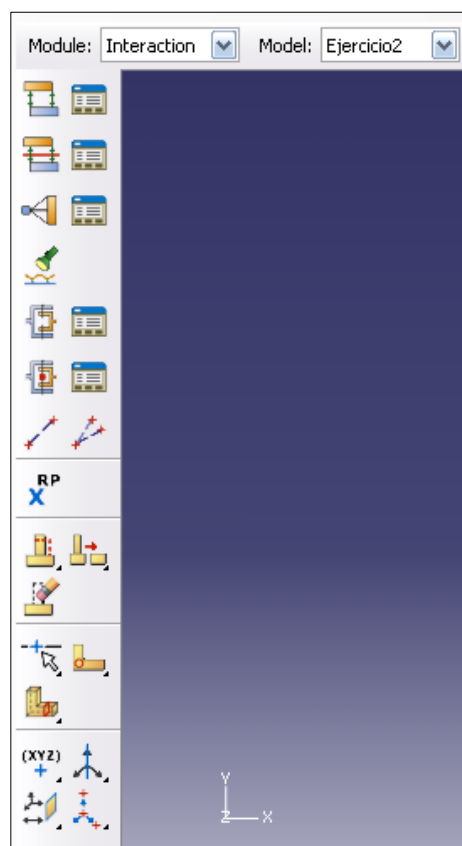


Figura 21.- *Interfaz Interaction module.*

6. *Load module.*

Este módulo permite imponer las condiciones de contorno y definir las fuerzas externas que actúan sobre el modelo. Tanto unas como otras pueden modificarse de un paso a otro o incluso, dependiendo del tipo de condición, variar (p. ej. linealmente) a lo largo de cada uno de ellos.



7. *Mesh module.*

Este módulo se utiliza para generar la malla de los elementos finitos una vez definida la geometría del modelo. El proceso de mallado es realizado por el programa, pero el usuario debe seleccionar, dependiendo del modelo en cuestión, la técnica de mallado, el número de elementos que debe tener la geometría.

Asimismo, el usuario puede comprobar la bondad de la malla mediante la herramienta de verificación de mallado, que informa de la existencia de elementos con factor de forma demasiado elevado o excesivamente distorsionado.

8. *Job module.*

Este módulo permite comenzar, verificar y monitorizar el proceso de la simulación. En primer lugar, se define el tipo de análisis a realizar y se asignan los recursos tecnológicos a la simulación.

En segundo lugar, se escribe el fichero de entrada y ejecuta el análisis. ABAQUS/Standard se encarga, en primer lugar, de comprobar la validez de los datos de entrada, informando al usuario de los posibles errores y sugiriendo en cada caso posibles soluciones. En segundo lugar, efectúa los cálculos, escogiendo el método más adecuado para resolver el sistema de ecuaciones. Finalmente, determina los valores de las variables de salida requeridas por el usuario y los transcribe a los diferentes ficheros de salida. Durante todo el proceso es posible monitorizar los progresos del análisis e incluso visualizar (con la ayuda del módulo de visualización) resultados intermedios sin necesidad de esperar a que finalice la simulación.

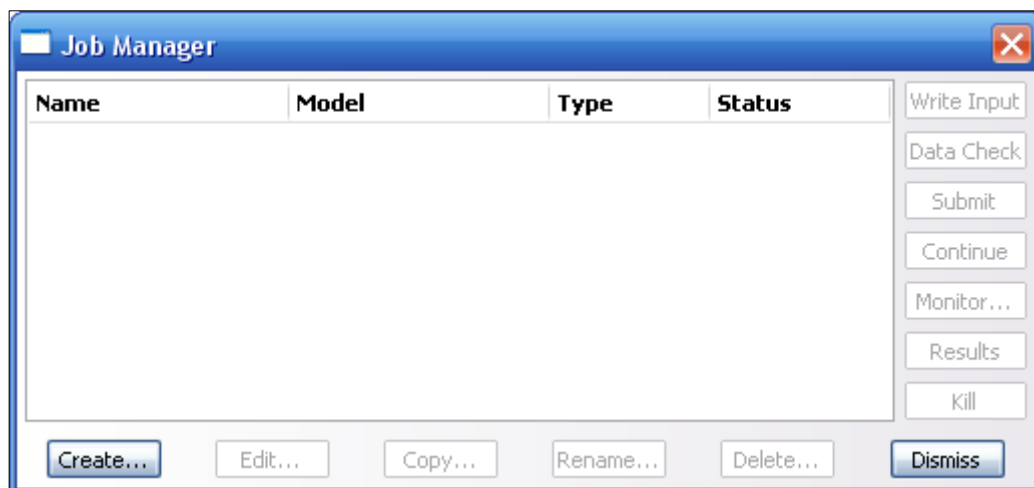


Figura 22.- Cuadro de dialogo de Job module.

9. *Visualization module.*

Este módulo, que también puede adquirirse de forma independiente bajo el nombre de ABAQUS/Viewer, constituye un completo interfaz o post-procesador gráfico destinado a la visualización de los resultados de la simulación. El módulo permite el



tratamiento visual de la información masiva generada por ABAQUS /Standard, mediante la creación de diagramas de contorno, diagramas vectoriales, etc. También permite visualizar los resultados históricos mediante representaciones gráficas que pueden combinarse entre sí. Así mismo, es posible definir caminos o paths y representar gráficamente cómo varía un determinado parámetro a lo largo de dicho camino, etc.

10. Sketch module.

Se trata de un módulo de creación de geometrías que puede ser llamado desde otros módulos o de forma independiente para crear figuras geométricas que luego serán importadas por otros módulos. Es por tanto un módulo de dibujo similar a un programa CAD que permite diseñar la geometría del modelo FEM.



Figura 23. - Interfaz Visualization module.



4. DESARROLLO DEL MODELO 2D.



Antes de pasar a explicar los diferentes elementos del modelo desarrollado para dar lugar a la simulación numérica, impacto de proyectiles en placas metálicas, es conveniente aclarar porque se ha seleccionado un modelo en 2D en vez un modelo 3D.

El fenómeno de fallo se puede considerar un hecho tridimensional, no simétrico y se requiere un modelo que permita obtener un fiel comportamiento del proceso, por lo cual el objetivo del proyecto ha sido estudiar y analizar los parámetros de triaxialidad y Lode en el momento que se produce el fallo, su influencia y modo de ruptura.

El modelo 2D ha permitido una mayor facilidad para el desarrollo del modelo, como una reducción considerable del tiempo de computo para la simulación total del modelo numérico, a consecuencia de la reducción de tiempo los requisitos mínimos informáticos se encuentran al alcance de la mayoría de la gente interesada en dicha temática.

4.1. Definición de los materiales utilizados.

Los materiales utilizados en este documento han sido citados en los apartados anteriores, debido a que han sido empleados para el desarrollo de los estudios mencionados en el estado del arte.

Los materiales utilizados se citan a continuación:

- La aleación 2024-T351 de aluminio.
- El acero Weldox 460 E.

A continuación, se explica las propiedades de cada uno de los materiales, tanto las constantes utilizadas para el modelo constitutivo como para el modelo de fractura de Johnson-Cook.

Cabe destacar que la determinación de los coeficientes para la aleación 2024-T351 de aluminio fue presentada por Teng y Wierzbicki (2004). Las propiedades para el acero Weldox 460 E fueron presentadas por el estudio de Borvik et al. (2001-a).

Weldox 460 E es un acero tratado termo-mecánicamente, el cual ofrece una alta resistencia combinada con una alta ductilidad. El límite elástico se encuentra en torno a $\sigma_y \approx 500$ MPa. Presenta una tensión a rotura de $\bar{\sigma}_{faiulre} \geq 1GPa$. Este material, de extendidos usos en diversos sectores industriales y de obra civil, ha sido frecuentemente estudiado bajo estados de carga dinámicos lo que facilita la validación de los resultados numéricos obtenidos.

La aleación 2024-T351 de aluminio pertenece al grupo de los "Duraluminios". Se trata de aleaciones de elevada resistencia mecánica (comparable a la de los aceros al carbono) y que es obtenida por tratamientos de puesta en solución, temple y maduración. La principal aplicación de la aleación 2024-T351 de aluminio, se encuentra en la industria aeronáutica y militar. Su límite elástico se encuentra entorno a $\sigma_y \approx 345$ MPa. y se caracteriza por poseer un gran acabado superficial y una gran conformabilidad.



La composición química de ambos materiales en peso se detalla en las Tablas 5.1 y 5.2.

Tabla 5.1

Composición química % en peso para el acero Weldox 460 E [Borvik et al. 1999]

| Material | C | Si | Mn | P | S | Nb | V | Ti | Al | Mo | Ni | N |
|--------------|------|-----|-----|-------|-------|------|------|------|-------|------|-----|-------|
| Weldox 460 E | 0.16 | 0.5 | 1.7 | 0.025 | 0.015 | 0.05 | 0.10 | 0.02 | 0.015 | 0.05 | 0.1 | 0.015 |

Tabla 5.2

Composición química % en peso para Al 2024-T351.

| Material | Al | Cr | Cu | Fe | Mg | Mn | Si | Ti | Zn |
|--------------|---------------|-------------|-------------|-------------|-------------|-------------|-------------|--------------|--------------|
| Al 2024-T351 | 90.7- 94.7 | Máx. 0.1 | 3.8- 4.9 | Máx. 0.5 | 1.2- 1.8 | 0.3- 0.9 | Máx. 0.5 | Máx. 0.15 | Máx. 0.25 |

El comportamiento de estos materiales se ha modelizado mediante la relación constitutiva Johnson-Cook [Johnson-Cook 1983], la cual tiene en cuenta la sensibilidad a la velocidad de deformación, el endurecimiento por deformación y el reblandecimiento térmico. Este modelo ha sido frecuentemente utilizado para similares procesos dinámicos como la perforación. La formulación del modelo ya fue expuesta con anterioridad y por lo tanto en este apartado no se repetirá la definición y explicación del modelo, pasando directamente a exponer el valor de los parámetros que definen los materiales utilizados para las simulaciones numéricas. Tablas 5.3 y 5.4

Tabla 5.3

Constantes usadas para definir el comportamiento termoviscoplastico de acero Weldox 460E.

| E(GPa) | ν | $\rho(\text{kg/m}^3)$ | $\frac{\dot{\epsilon}}{\epsilon_0}$ | Tm(K) | T0(K) |
|--------|--------|-----------------------|-------------------------------------|-------|-------------|
| 200 | 0.33 | 7850 | 5.00×10^{-4} | 1800 | 293 |
| A(MPa) | B(MPa) | N | C | q | Cp (J/kg K) |
| 490 | 383 | 0.45 | 0.0123 | 0.94 | 452 |

Tabla 5.4

Constantes usadas para definir el comportamiento termoviscoplastico del Al 2024-T351.

| E(GPa) | ν | $\rho(\text{kg/m}^3)$ | $\frac{\dot{\epsilon}}{\epsilon_0}$ | Tm(K) | T0(K) |
|--------|--------|-----------------------|-------------------------------------|-------|-------------|
| 74.66 | 0.3 | 2700 | 3.33×10^{-4} | 775 | 293 |
| A(MPa) | B(MPa) | N | C | q | Cp (J/kg K) |
| 352 | 440 | 0.42 | 0.0083 | 1.0 | 875 |

Por otra parte para una correcta simulación del problema es necesaria la aplicación de un criterio de fallo. En este caso se ha elegido el criterio de fallo de Johnson- Cook [Johnson- Cook 1983], el cual se encuentra implementado en ABAQUS/Explicit. Al igual que el modelo constitutivo, la explicación y formulación de este criterio de fallo ya ha sido expuestas con anterioridad, por lo tanto se pasa directamente a exponer el



valor de las constantes que definen el comportamiento del Weldox 460 E y del Al 2024-T351, Tablas 5.5 y 5.6.

Tabla 5.5
Constantes del Weldox 460 E para definir el criterio de fractura.

| D_1 | D_2 | D_3 | D_4 | D_5 |
|--------|-------|-------|-------|-------|
| 0.0705 | 1.732 | -0.54 | 0.015 | 0.0 |

Tabla 5.6
Constantes del Al 2024-T351 utilizadas para definir el criterio de fractura.

| D_1 | D_2 | D_3 | D_4 | D_5 |
|-------|-------|-------|-------|-------|
| 0.13 | 0.13 | -1.5 | 0.011 | 0.0 |

Este tipo de criterio basado en la deformación plástica equivalente del material se usa frecuentemente para aplicaciones dinámicas [Wood 1965, Camacho et al. 1997]. Este criterio es de tipo erosivo, e induce el borrado de los elementos de la malla una vez alcanzado la condición de fallo, $D = 1$ [Hibbit et al. 2005]. Así con este tipo de criterio, la malla debe presentar una densidad adecuada para no afectar a los resultados numéricos en términos de pérdida de energía.

De cualquier manera es conveniente volver a apuntar que la relación existente entre la deformación de fractura en un estado de tracción pura y la de un estado de cortadura no parece correcta, las observaciones experimentales apuntan a que para un estado de cortadura la deformación a fractura es considerablemente inferior. Este hecho ha sido demostrado por Bao y Wierbizcki [Bao y Wierbizcki 2004] para el Aluminio 2024-T351 como se comentó anteriormente.

4.2. Configuración proyectil-placa

El código numérico empleado para llevar a cabo las simulaciones ha sido ABAQUS/Explicit, el cual permite una eficiente reproducción de procesos dinámicos como el impacto. La configuración numérica empleada está basada en la configuración descrita en el artículo “*Transition of failure modes in round-nosed mass-to-beam impact*” [Teng et al. 2005, Wierzbicki et al. 2005]. En la cual los extremos de la viga se encuentran empotrados y se impacta con proyectiles indeformables disparados perpendicularmente en un amplio rango de velocidades. La viga se define suficientemente larga de modo que si se produce una rotura antes que las ondas de tensión plásticas transversales lleguen a los extremos, la velocidad de impacto se encuentra por encima del límite balístico. Sin embargo, las condiciones de contorno desempeñan un papel importante a velocidades de impacto relativamente bajas, en la cual la viga sufre deformación plástica antes de la fractura. Para la simulación de estos experimentos se ha usado una configuración en 2D, permitiendo reducir el tiempo de cálculo sensiblemente si lo comparamos con una configuración 3D.

El contacto entre la placa y el proyectil ha sido definido con un algoritmo “penalty contact” y un modelo “hard contact”, disponibles en ABAQUS/Explicit [Hibbit et al. 2005]. La opción “hard contact” permite ajustar automáticamente la rigidez del contacto



generada por el algoritmo “penalty contact”, para minimizar la penetración de un cuerpo sobre el otro sin efectos adversos en el tiempo de integración.

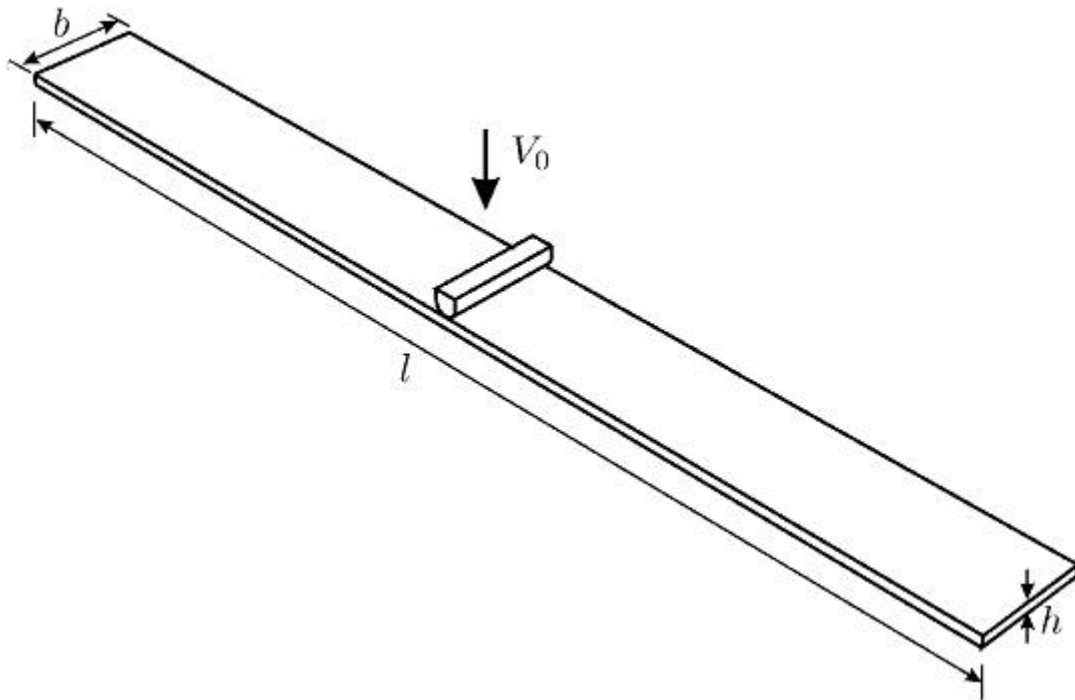


Figura 24.- Representación gráfica en 3D del ensayo numérico.

4.3. Definición de los proyectiles y blanco.

Es necesario presentar el proyectil que se ha utilizado en las simulaciones. Este proyectil se ha definido geométricamente similar al utilizado en el estudio numérico que sirve como base a este trabajo, anteriormente citado.

El proyectil se ha definido como sólido rígido en notación de ABAQUS [Hibbit et al. 2005]. El proyectil rígido posee un diámetro $d = 20$ mm. La relación de masas $\mu = 0.1$ en la zona impactada bajo el proyectil, a partir de cual, la masa del proyectil viene definida por:

$$\mu = \frac{\rho \cdot b \cdot h \cdot d}{M_0} \quad \text{Ecuación 3.1}$$

donde ρ es la densidad material de la viga; M_0 es la masa del proyectil. La relación de aspecto d/h y la proporción de masas son dos grupos importantes sin dimensiones, que son mantenidas constantes en el presente documento.

La viga se ha considerado de sección sólida y impactada por una masa rígida, de punta esférica, Fig. 18. Las dimensiones de la viga son las siguientes: longitud $l = 1000$ mm, la anchura $b = 100$ mm, y de espesor $h = 10$ mm.



Debido a que el interés principal del presente estudio es sobre la formación de la grieta y la propagación por el espesor del objetivo, se elaboro un modelo de elementos finitos de dos dimensiones (2-D) para reducir gastos computacionales. Los elementos finitos utilizados son: 4 **nodos de tensión plana** (CPE4R) que se encuentra introducido en la biblioteca de ABAQUS/EXPLICIT, considerando que la anchura de la viga es mucho más grande que el espesor.

La malla utilizada en la simulación es considerada fina dado que las dimensiones de los elementos generados son las siguientes 0.2 mm x 0.2 mm en el área donde se produce el impacto, a medida que se aleja la malla utilizada es más basta, como se puede ver en la Fig. 18. Hay 50 elementos sólidos a lo largo del espesor de la viga.

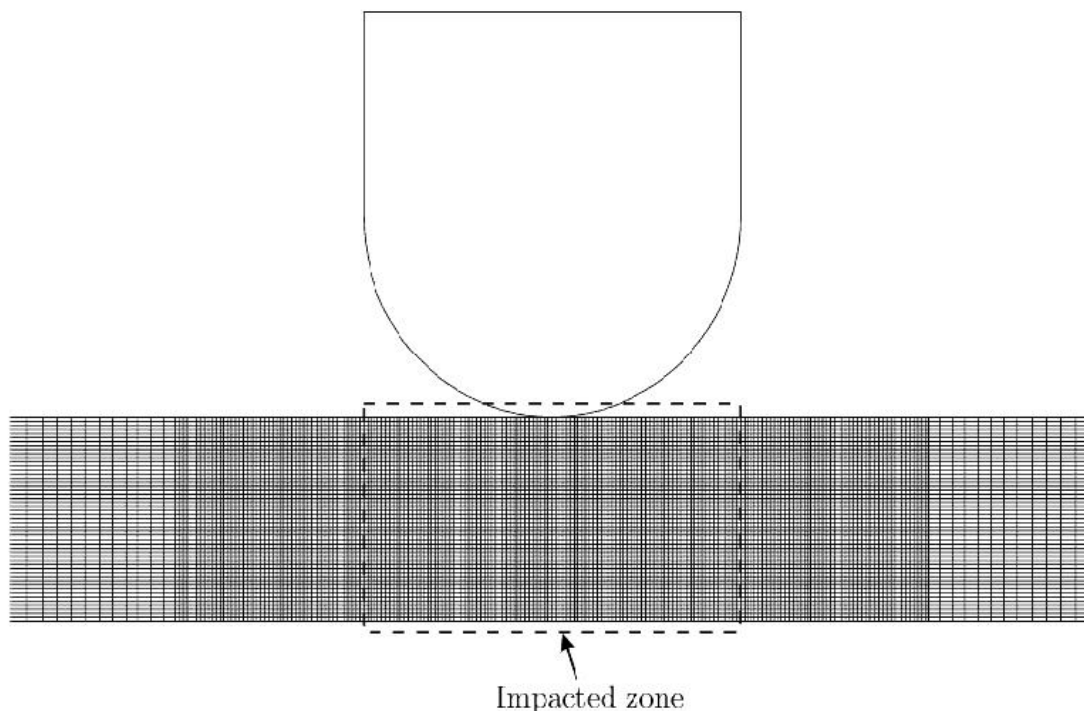


Figura 25.- Malla de la zona de impacto.

Por lo tanto, el tamaño de elemento en el área crítica tiene que ser muy pequeño para mantener la pérdida de energía y masa mínima. Un estudio sobre la sensibilidad de tamaño de la malla indica que tal tamaño del elemento es capaz de proporcionar una solución correcta (Teng y Wierzbicki, 2005).

4.4. Validación del modelo.

La configuración numérica empleada ha sido validada con los datos numéricos publicados por Teng, X., Wierzbicki, T. et al [Teng, X., Wierzbicki, T. et al. 2005]. Los resultados numéricos se han encontrado próximos a los resultados de referencia en términos de velocidad residual, aunque se observan unas ligeras diferencias. Esta diferencia se puede deber al modelo de fallo utilizado, ya que en artículo de referencia se utiliza el modelo de fallo Bao-Wierzbicki (BW) en cambio en las simulaciones llevadas acabo se implantó el modelo de fallo de Johnson-Cook (JC). Esas posibles



diferencias son pequeñas desviaciones respecto a las velocidades residuales del artículo como se puede observar en las figuras 26 y 27 respectivamente.

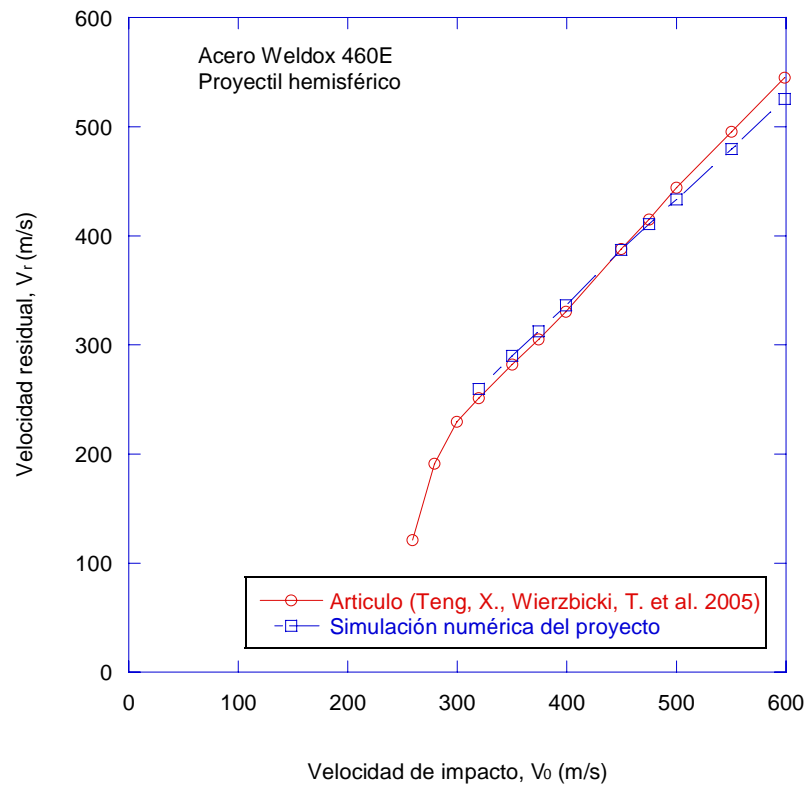


Figura 26.- Estimación numérica de la velocidad residual y comparación con datos numéricos para Weldox 460E.

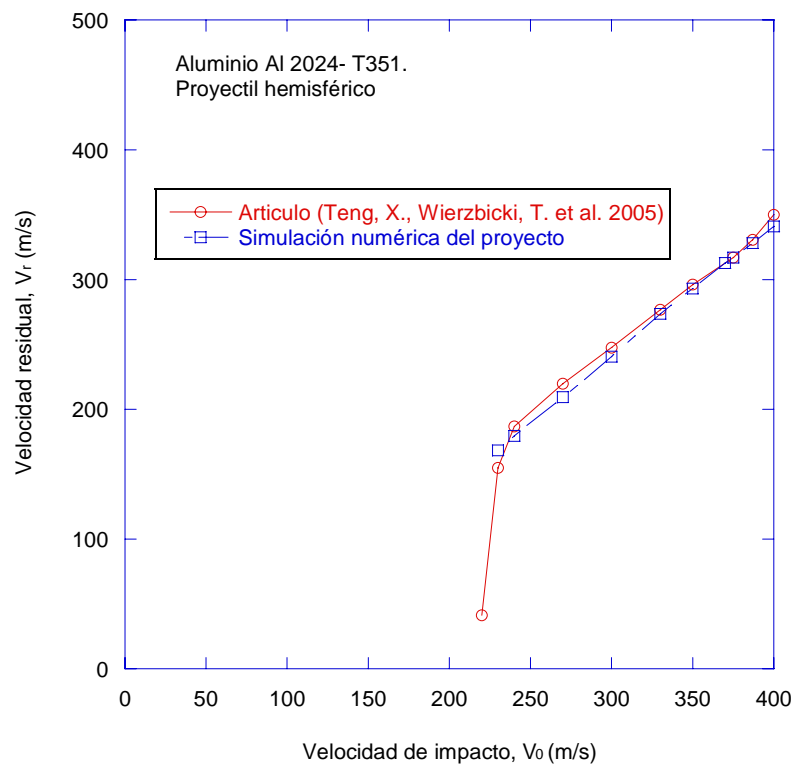


Figura 27.- Estimación numérica de la velocidad residual y comparación con datos numéricos para Al 2024-T351.



5. ANÁLISIS Y RESULTADOS DEL MODELO EN 2D.



En este trabajo se ha pretendido dar una visión lo más completa posible sobre los fenómenos físicos que rodean al impacto de placas metálicas por proyectiles rígidos mediante el uso del método de los elementos finitos. Así, a lo largo del análisis que se expone, se han estudiado varios aspectos que se han considerado primordiales para entender un poco mejor la fenomenología que rodea a este tipo de eventos. A continuación, se realiza el estudio siguiendo la metodología citada en el apartado 1.2. Antes de empezar, cabe destacar que el punto que se ha utilizado para el desarrollo del estudio se encuentra en la parte central de la cara inferior de la placa, es decir, en la cara opuesta donde se inicia el proceso de impacto.

5.1. Estudio de la influencia de la triaxialidad.

En este apartado se realiza el estudio sobre la influencia de la triaxialidad en dos casos extremos para analizar el comportamiento del material. Los casos que se van a tratar de analizar son:

- Velocidad cercana al límite balístico (máxima velocidad para detención del impactador)
- Velocidad que permita la perforación completa del material.

A continuación, se muestran una serie de gráficos y capturas obtenidos a partir de las simulaciones realizadas a diferentes velocidades gracias a la utilización del programa de elementos finitos ABAQUS/EXPLICIT.

Antes de empezar a analizar los resultados obtenidos, se realiza un pequeño apunte sobre los valores más significativos de la triaxialidad. Como ya se ha citado anteriormente, la triaxialidad es un parámetro escalar que es utilizado para representar el estado de tensiones multi-axial. Los valores más significativos para describir el estado tensional son:

- Compresión pura: Valor igual a -0.33.
- Cortadura pura: Valor igual a 0.
- Tracción pura: Valor igual a 0.33.
- Estado de tensión de compresión y cortadura: Valores entre -0.33 y 0.
- Estado de tensión de tracción y cortadura: Valores entre 0 y 0.33.
- Estados tensionales de tracción: Valores mayores de 0.33.

Una vez citados se pasa a analizar los resultados obtenidos.

5.1.1. Acero Weldox 460 E.

El estudio que se ha llevado a cabo para el material Weldox 460 E ha sido desarrollado para unas velocidades determinadas, esas velocidades son 280 y 600 m/s, como se ha mencionado anteriormente provocan un comportamiento diferente en los materiales, ya que una corresponde a una velocidad cercana al límite balístico (280 m/s) y la restante permite una perforación más limpia del material, es decir, el material sufre una menor deformación plástica como se puede observar en las siguientes ilustraciones.

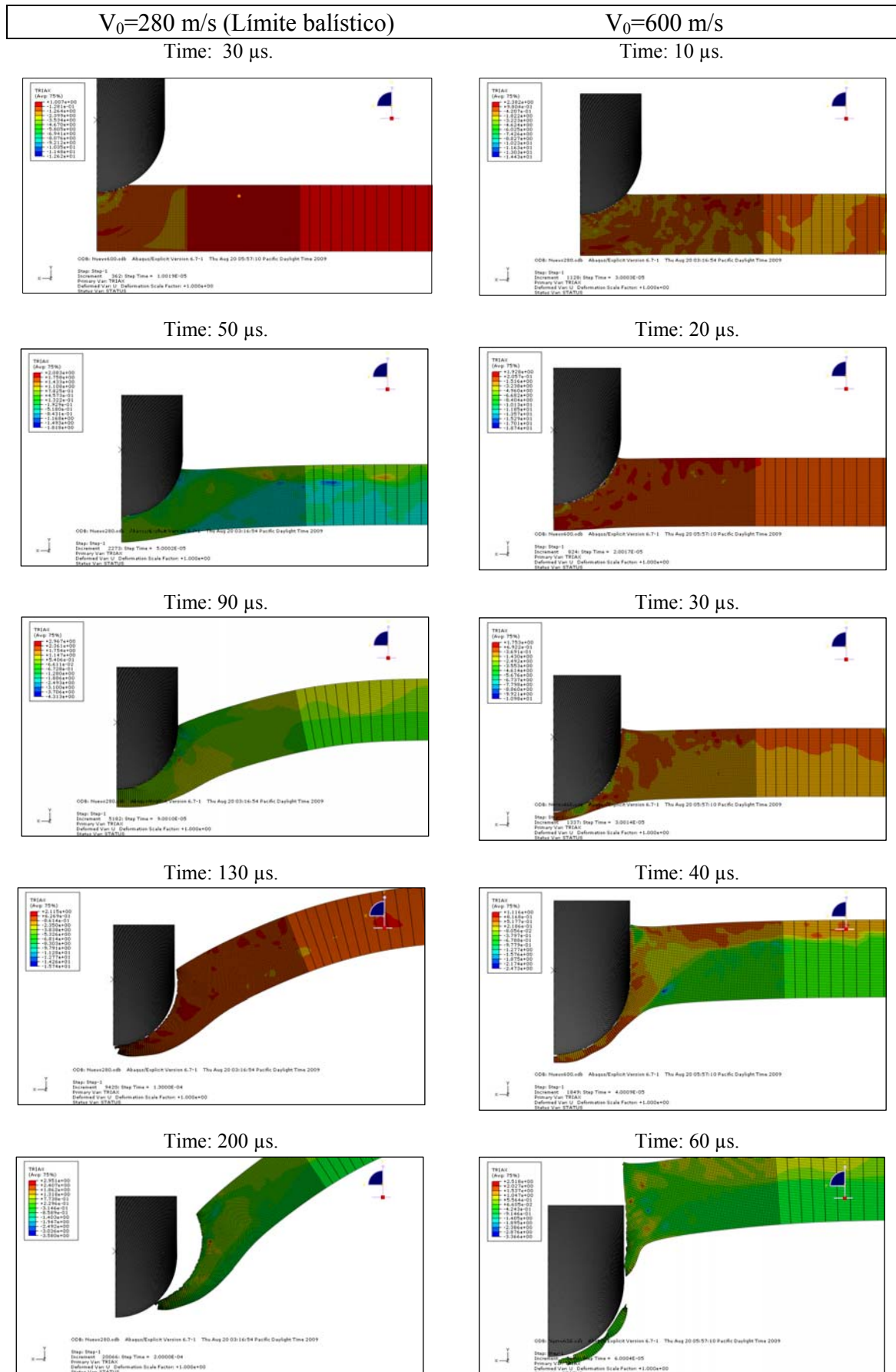


Figura 28.- Representación de la triaxialidad para los procesos de impacto para el Weldox 460 E.



En primer lugar, se puede identificar de manera sencilla que el modo de fallo que se produce en ambas simulaciones no es idéntico. Para velocidades cercanas al límite balístico da lugar a la aparición de deformaciones plásticas elevadas, en cambio para velocidades donde se produce una perforación completa da lugar a un modo de fallo que se caracteriza por el desprendimiento de material, y una deformación plástica menor. A continuación se muestra un conjunto de gráficas donde se representa la triaxialidad y la deformación plástica equivalente respecto al tiempo.

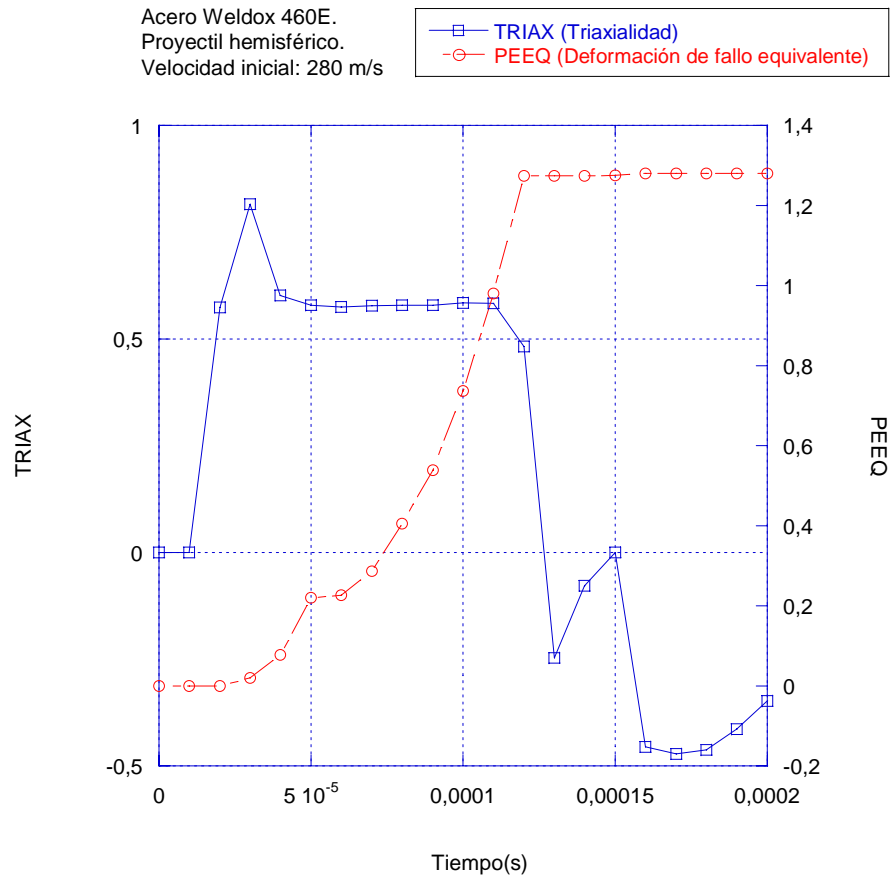


Figura 29.- Representación gráfica de la triaxialidad y deformación equivalente plástica para el material Weldox 460 E para una velocidad inicial de 280 m/s.

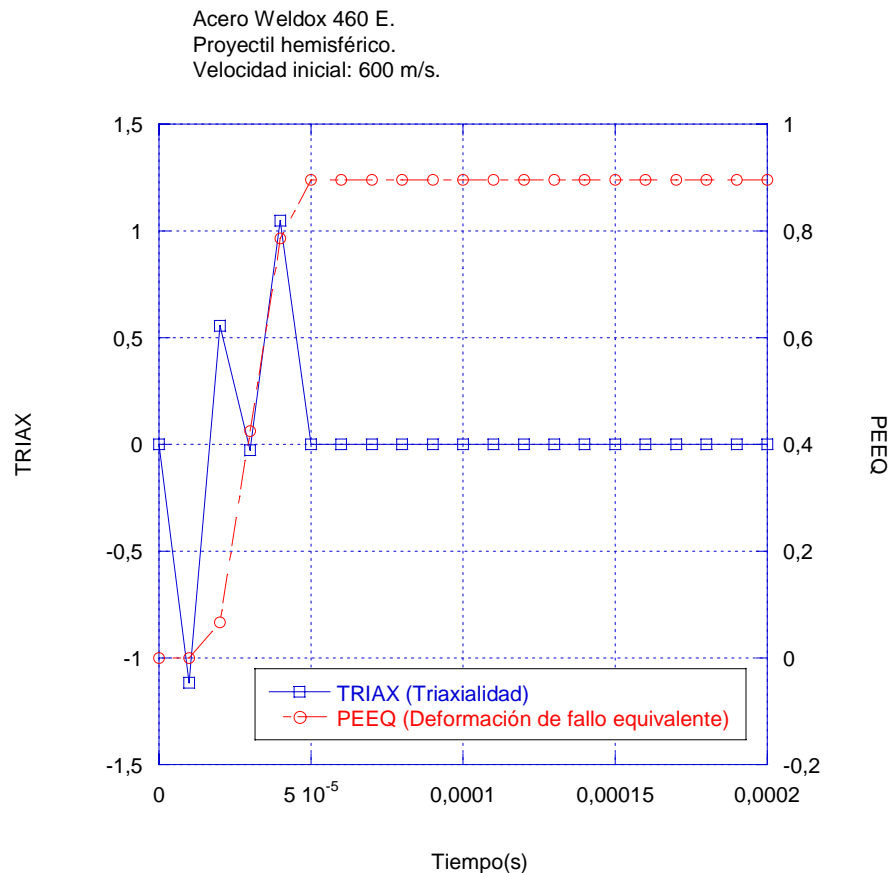


Figura 30.- Representación gráfica de la triaxialidad y deformación equivalente plástica para el material Weldox 460 E para una velocidad inicial de 600 m/s.

Como ya se ha mencionado anteriormente, el nivel de deformación plástica es distinto dependiendo de la velocidad inicial y del modo de fallo producido.

Una vez identificado el modo de fallo que se da en cada uno de los casos, se pasa a analizar de manera más detallada. El nivel de triaxialidad para la simulación con velocidad inicial igual a 280 m/s se encuentra en un valor superior a 0,33, con lo que corresponde que se encuentra en estados tensionales de tracción cuando se produce la rotura. Cabe destacar un aspecto llamativo de la gráfica, dicho elemento destacable es que el nivel de triaxialidad se mantiene prácticamente constante durante el proceso de impacto hasta que se produce la rotura. Una vez producida, la deformación plástica equivalente permanece constante entorno al valor 1.3.

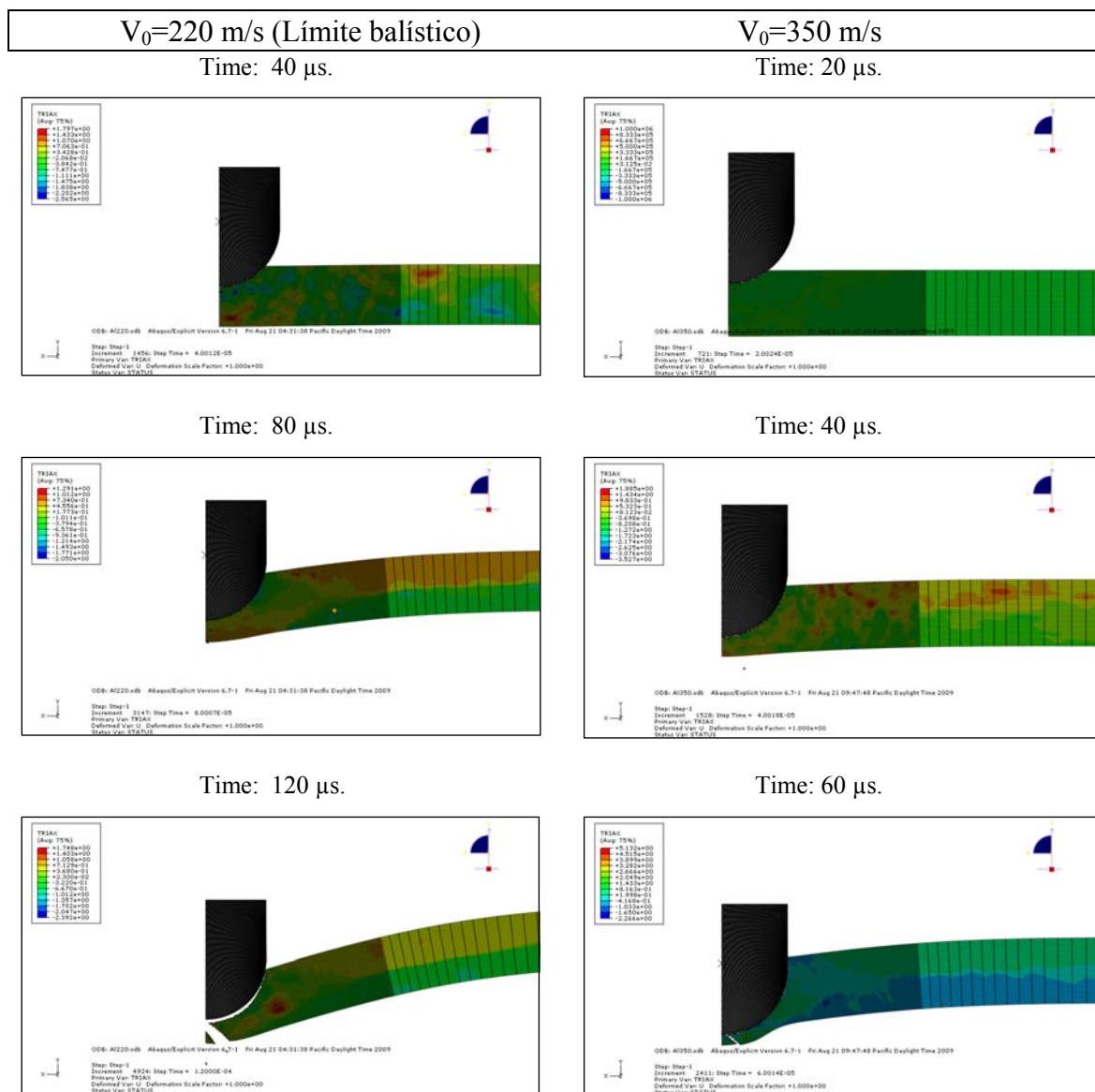
Para la simulación con velocidad inicial 600 m/s, cabe destacar los picos de nivel de triaxialidad, debido al momento del impacto y a la rapidez que se produce la rotura. En este caso la deformación plástica equivalente es menor debido al desprendimiento de material de la placa impactada. La rotura corresponde con un estado tensional a tracción. Las zonas próximas al proyectil durante el proceso de impacto se encuentra en un estado tensional correspondiente a cortadura.



Para concluir, es importante mencionar que la representación de las gráficas corresponde al punto central de la zona impacto en la cara inferior del contacto entre el proyectil y la viga. Para la velocidad inicial de 600 m/s, como se ha mencionado anteriormente, existen grandes variaciones en la triaxialidad lo cual es debido a la rapidez en la que se produce el fenómeno de penetración.

5.1.2. Aleación 2024-T351 de aluminio.

El estudio que se ha llevado a cabo para el material Al 2024-T351 ha sido desarrollado para unas velocidades determinadas, esas velocidades son 220 y 350 m/s, como se ha mencionado anteriormente poseen un comportamiento diferente, ya que una es una velocidad cercana al límite balístico (220 m/s) y la restante permite la perforación completa del material.



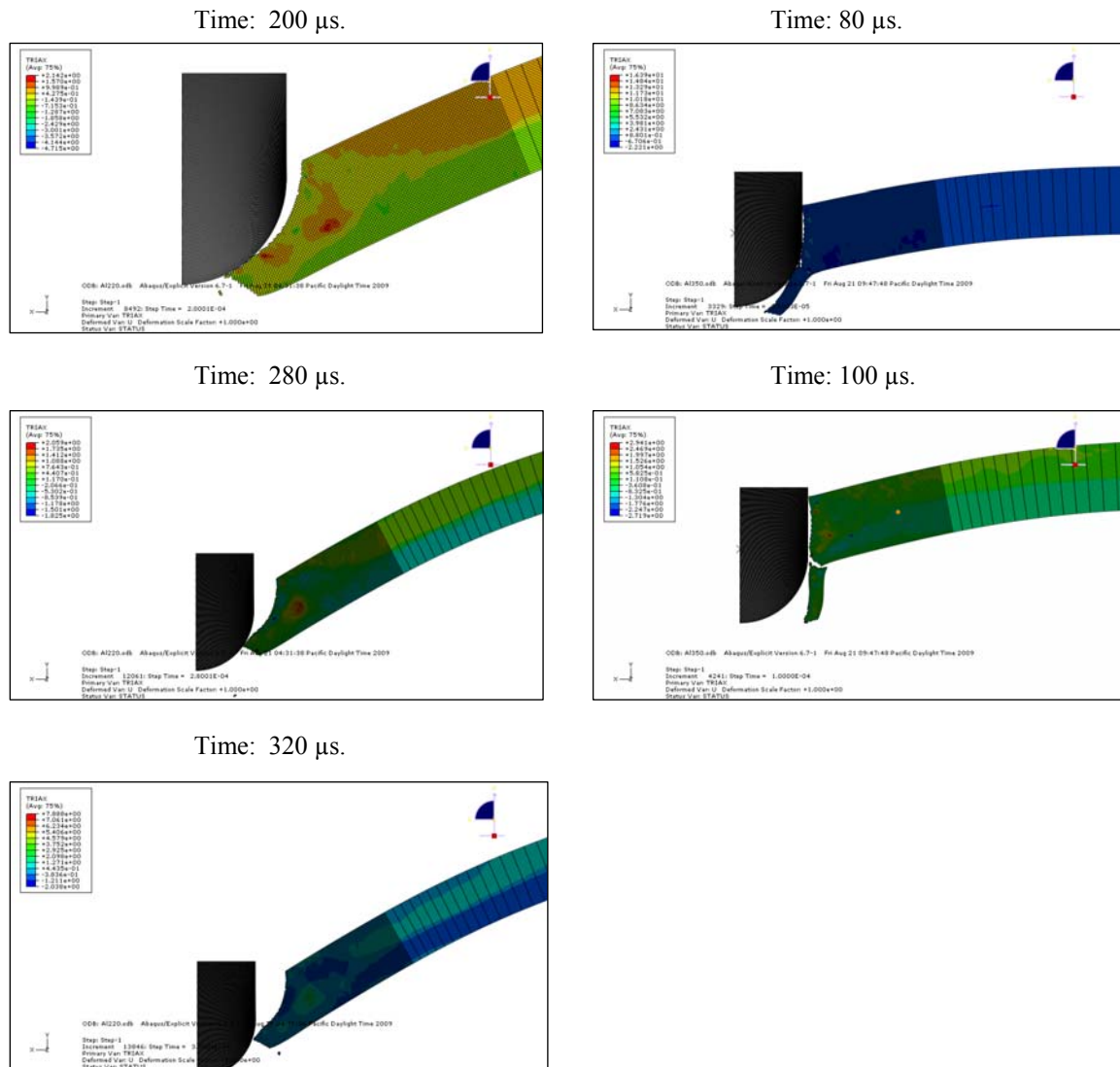


Figura 31.- Representación de la triaxialidad para los procesos de impacto para el Al 2024-T351.

En primer lugar, se puede identificar de manera sencilla que el modo de fallo que se produce en ambas simulaciones no es idéntico. Como ya se menciona en el apartado del material de acero Weldox 460 E, para velocidades cercanas al límite balístico da lugar a la aparición de una mayor deformación plástica, pero en este caso no es tan relevante como en el caso anterior.

A continuación se muestra un conjunto de gráficas donde se representa la triaxialidad y la deformación plástica equivalente respecto al tiempo.

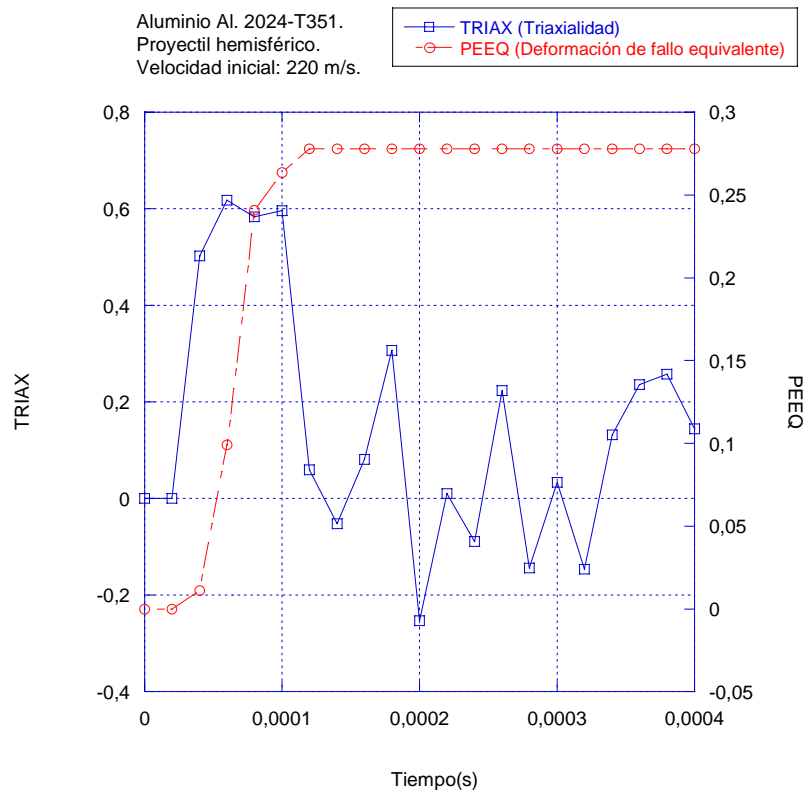


Figura 32.- Representación gráfica de la triaxialidad y deformación equivalente plástica para el material Al 2024-T351 para una velocidad inicial de 220 m/s.

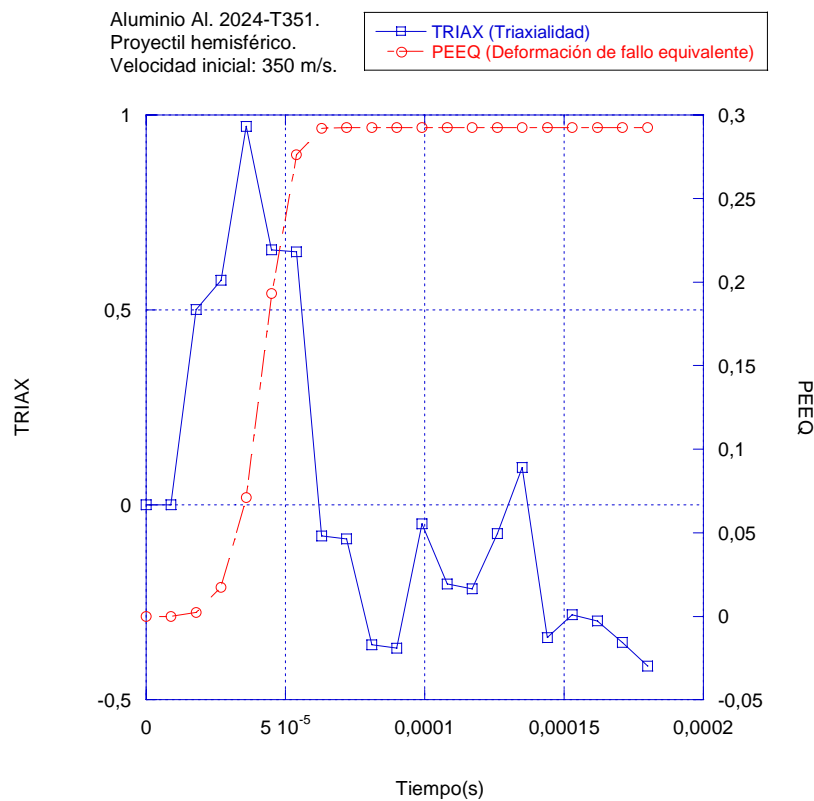


Figura 33 .- Representación gráfica de la triaxialidad y deformación equivalente plástica para el material Al 2024-T351 para una velocidad inicial de 350 m/s.



En ambas gráficas el nivel de triaxialidad es superior a 0,33 en los momentos anteriores de que se produzca la rotura, lo que se deduce que el estado tensional predominante es la tracción. Respecto a la deformación equivalente plástica se encuentra dentro de unos valores próximos para ambas simulaciones, este aspecto varía respecto al Weldox 460 E, ya que como se menciona el Al. 2024-T351 es un material menos dúctil que el acero Weldox 460E.

Una vez estudiados por separados ambos materiales y sus respectivos modos de fallo a diferentes velocidades, se pasa a comentar las diferencias observadas entre los materiales a lo largo de la simulación numérica llevada a cabo.

En un primer lugar, se observa que el modo de fallo que tiene lugar en ambos materiales a velocidades de impacto cercanas a la velocidad de perforación no es idéntico, debido a que en el material Weldox 460 E se produce un desprendimiento de material en forma de tapón, en cambio para la aleación 2024-T351 de aluminio se produce un desprendimiento del material que en un primer momento da lugar a la aparición del fenómeno que se observa en la Fig. 34.

Para las velocidades cercanas al límite balístico, el modo de fallo resultante también posee una clara diferencia. Para el Weldox 460 E, el modo de fallo se produce por la disminución del espesor de la parte central de la zona de impacto, sin embargo para el aluminio se produce la rotura por la aparición y propagación de una fisura en el espesor de la viga, Fig. 35.

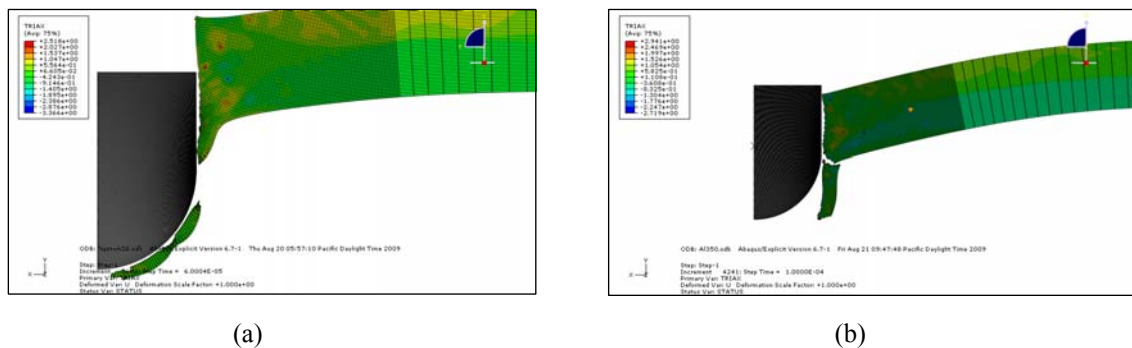


Figura 34.- Comparación del modo de fallo para velocidad cercana a la velocidad de perforación.
(a) Weldox 460 E. (b) Al. 2024-T351.



Figura 35.- Comparación del modo de fallo para velocidad cercana al límite balístico.
(a) Weldox 460 E. (b) Al. 2024-T351.



5.2. Estudio del parámetro de Lode.

En este apartado, se lleva a cabo un estudio sobre el parámetro Lode en dos casos anteriormente mencionados para analizar el comportamiento del material. Los casos que se van a tratar de analizar son:

- Velocidad cercana al límite balístico.
- Velocidad que permita la perforación completa del material.

A continuación, se muestran una serie de gráficos y capturas obtenidos a partir de las simulaciones realizadas a diferentes velocidades gracias a la utilización del programa de elementos finitos ABAQUS.

El parámetro Lode juega un papel sobre el estado tensional y se encuentra relacionado con el tercer invariante. El parámetro Lode (μ) es definido como:

$$\mu = \frac{2\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3} \quad \text{Ecuación 4.1}$$

donde σ_1 , σ_2 y σ_3 son las tensiones principales donde $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$. Este parámetro describe adecuadamente el estado tensional durante la deformación plástica de un material. El parámetro Lode permite identificar los casos más relevantes, que son:

- Tracción generalizada: $\mu = -1$.
- Cortante generalizado: $\mu = 0$.
- Compresión generalizada: $\mu = 1$.

5.2.1. Acero Weldox 460 E.

El estudio que se ha llevado a cabo para el material Weldox 460 E ha sido desarrollado para unas velocidades determinadas, esas velocidades corresponden a los valores 280 y 600 m/s, como se ha mencionado anteriormente esas velocidades provocan un comportamiento diferente en el material, ya que una corresponde a una velocidad cercana al límite balístico (280 m/s) y la restante permite la perforación completa del material.

A continuación, se muestran unas series de capturas en diferentes momentos de la simulación para el análisis del parámetro Lode, esas capturas corresponden a los momentos anteriores a la rotura, durante y post rotura.

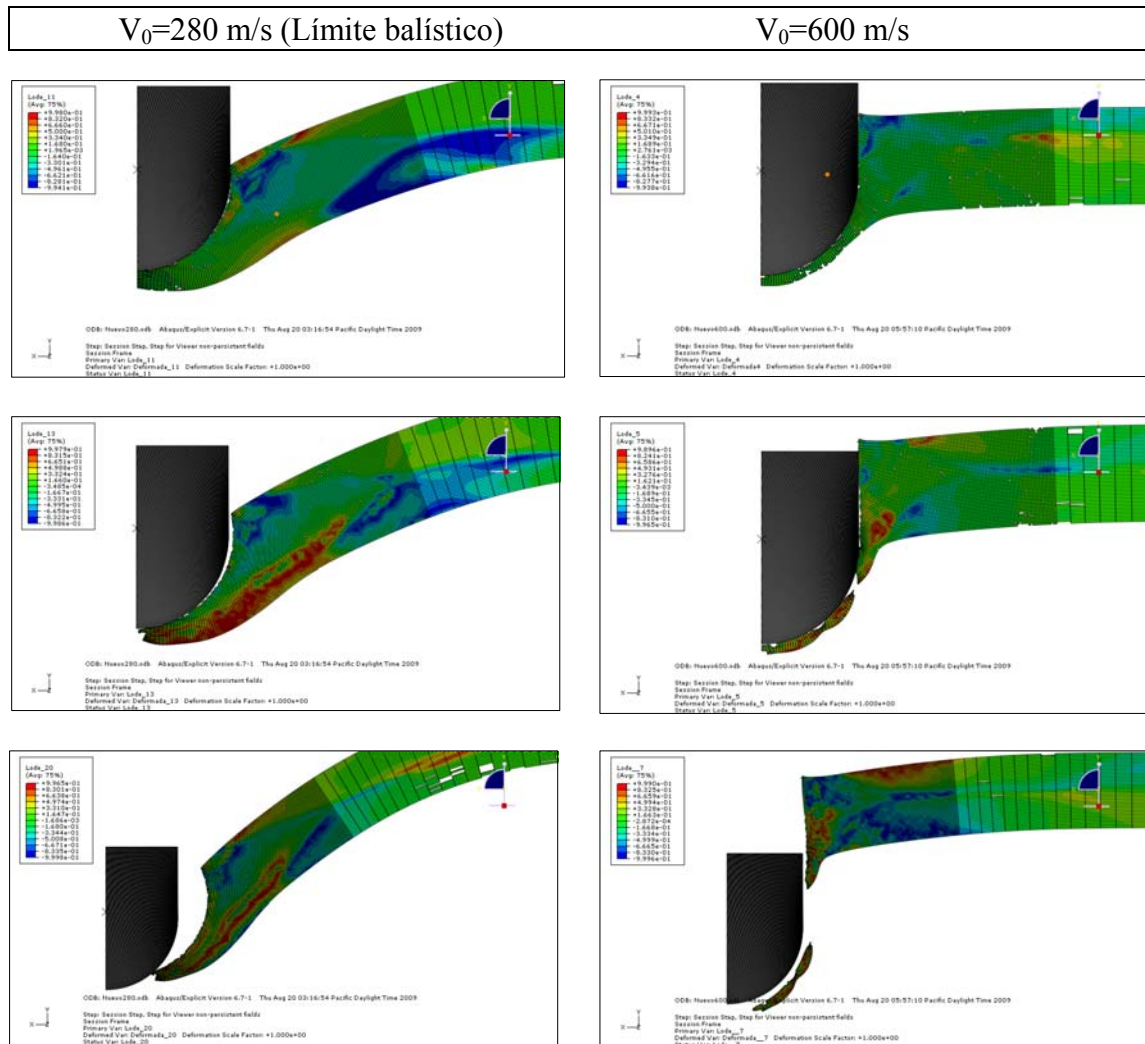


Figura 36 .- Representación del parámetro de Lode para los procesos de impacto para el Weldox 460 E.

Como se puede observar en las capturas realizadas para el material Weldox 460 E, en los casos citados anteriormente, son claramente diferentes. Para el caso de la velocidad inicial cercana al límite balístico se puede observar que en el instante inicial del impacto la parte inferior de la viga impactada se encuentra a tracción. En el momento pre-rotura existe un estado tensional de cortadura generalizada a ambos lados de la zona de impacto (franjas verdes, $\mu=0$.) en cambio en zonas más alejadas debido a la gran deformación que se experimenta en la viga origina la aparición de zonas de gran extensión, dichas franjas corresponden a estados tensionales a tracción y a compresión.

A medida que la simulación se desarrolla, la zona de impacto va adquiriendo un estado tensional de compresión dando lugar a la rotura, lo que produce que exista diferentes estado tensionales a lo largo de la viga. Durante el fenómeno de rotura, se produce una variación de estado tensional de cortadura generalizada a tracción o a compresión generalizada.

Para la velocidad de perforación completa, el estado tensional predominante hasta que da lugar a la rotura de la viga es de cortadura generalizada, una vez que se produce la rotura la zona inferior se encuentra a tracción y la zona superior a compresión.



Los modos de fallo reproducidos anteriormente poseen unas diferencias entre sí como se puede observar tanto en la Fig. 29 como en la Fig. 30. Como se observa de manera apreciable en la evolución del parámetro Lode en la parte inferior de la zona de impacto de la viga es muy diferente para ambas velocidades. Esto se debe al modo de fallo que se produce debido a la diferencia de nivel de la deformación plástica existente. Además cabe destacar que una de las posibles causas es el desprendimiento de material a la velocidad de perforación completa.

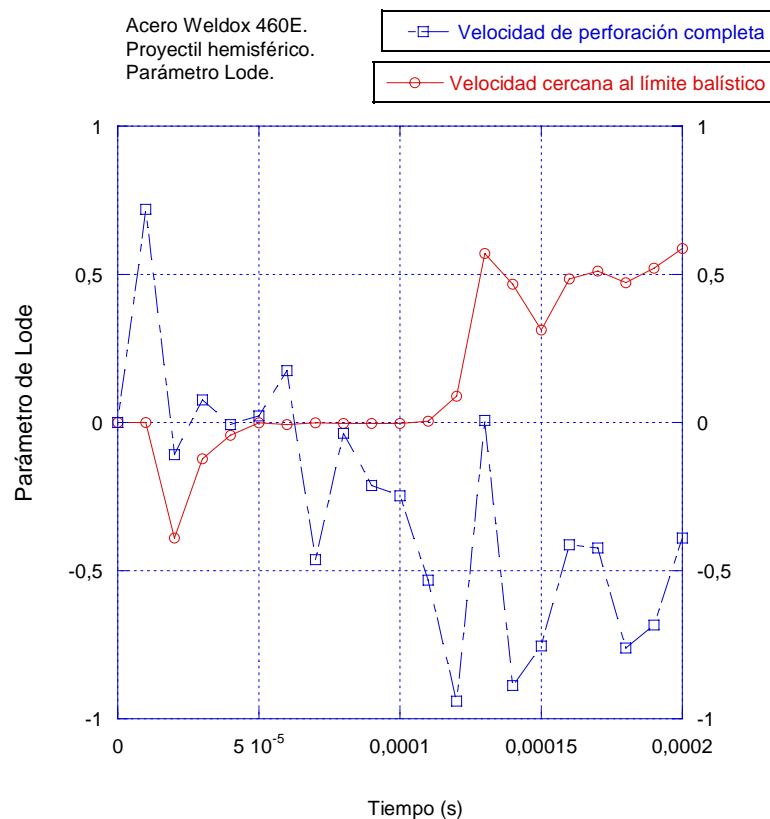


Figura 37.- Representación gráfica del parámetro Lode para las velocidades 280 y 600 m/s con el material Weldox 460 E.

5.2.2. Aleación 2024-T351 de aluminio.

El estudio que se ha llevado a cabo para el material Al 2024-T351 ha sido desarrollado para unas velocidades determinadas, esas velocidades son 220 y 350 m/s, como se ha mencionado anteriormente corresponde a velocidades que poseen un comportamiento diferente, ya que una es una velocidad cercana al límite balístico (220 m/s) y la restante permite la perforación completa del material.

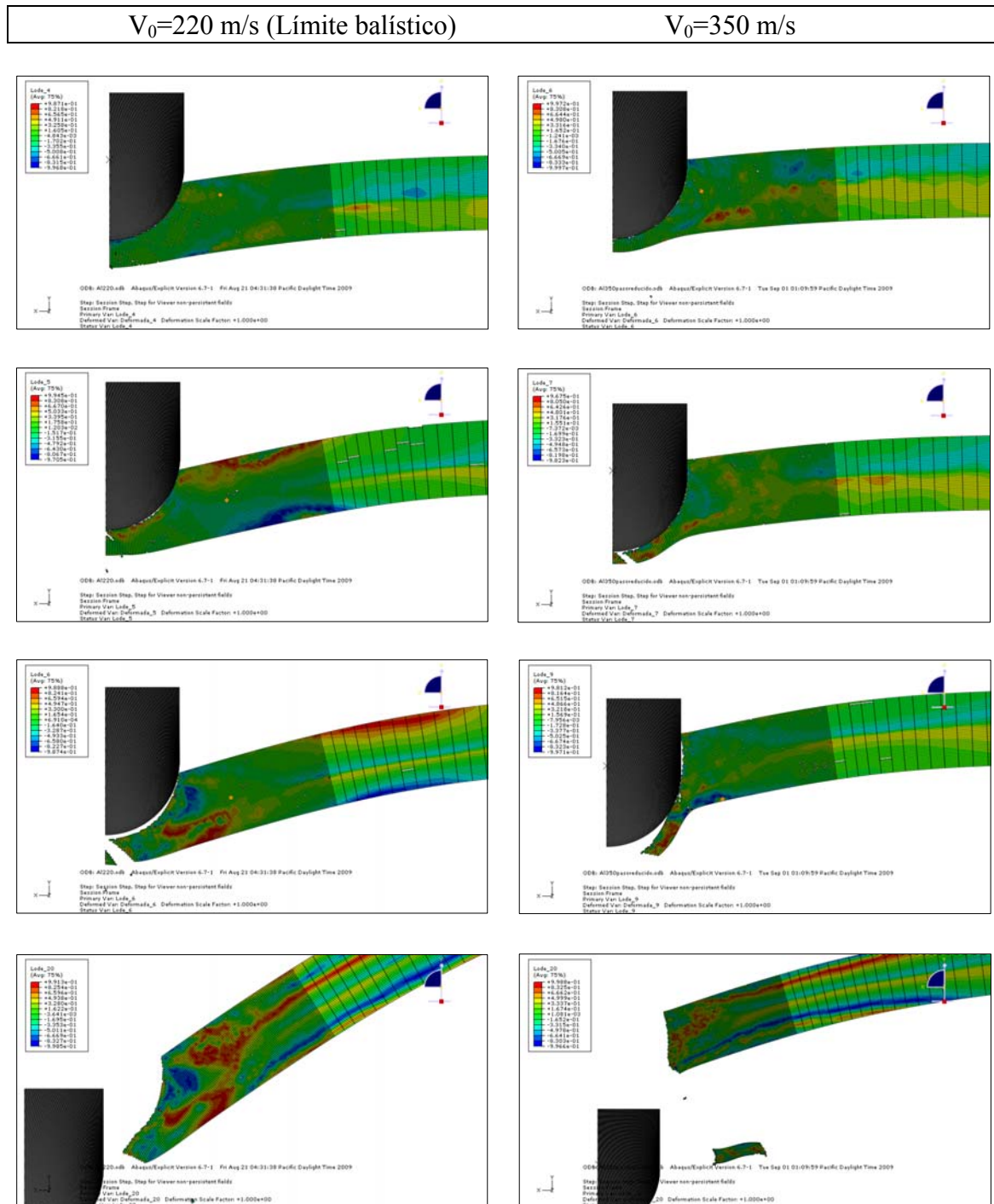


Figura 38 .- Representación del parámetro de Lode para los procesos de impacto para el Al 2024-T351.

Para la aleación 2024-T351 de aluminio se observa claramente una gran diferencia en el estado tensional de la viga para ambas velocidades. Para la velocidad $V_0=350$ m/s, el parámetro Lode se encuentra alrededor del valor “0” durante el proceso de impacto, una vez que se produce la rotura, aparecen unas series de franjas donde el estado tensional varia entre compresión o tracción generalizada.

En cambio, para una velocidad cercana al límite balístico, se encuentran localizadas a lo largo de la viga zonas de tracción o compresión que a medida que el proceso de



impacto se va desarrollando dichas zonas van adquiriendo mayor extensión como se puede observar en las capturas.

Para concluir este apartado, se puede indicar que existe una diferencia en el estado tensional que sufre la viga de aluminio para el proceso de impacto a velocidades totalmente distintas, como se muestran en las siguientes gráficas.

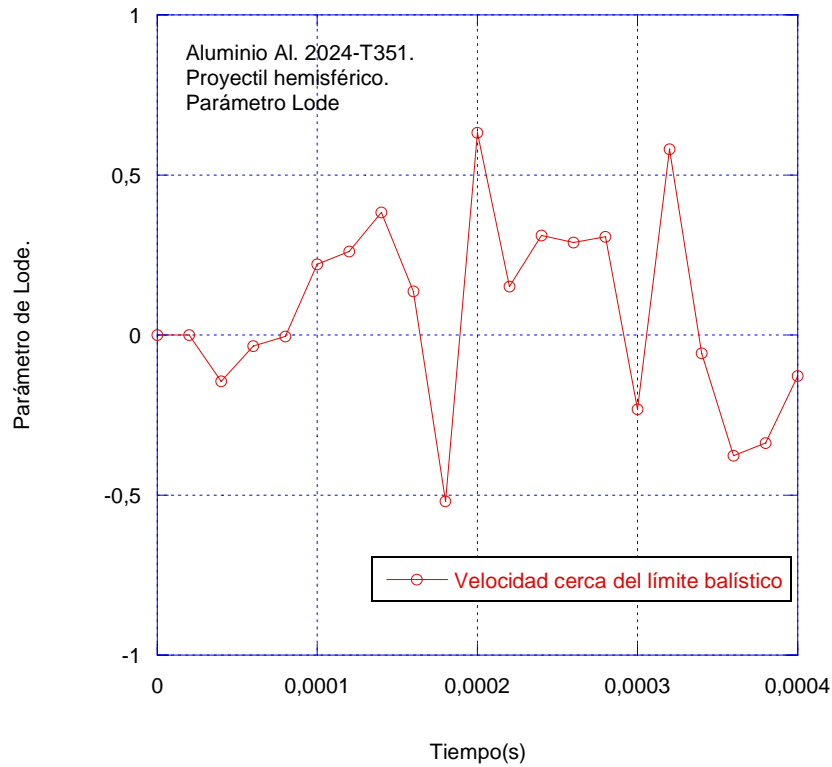


Figura 39.- Representación gráfica del parámetro Lode para la velocidades 220 m/s con el material Al. 2024-T351.

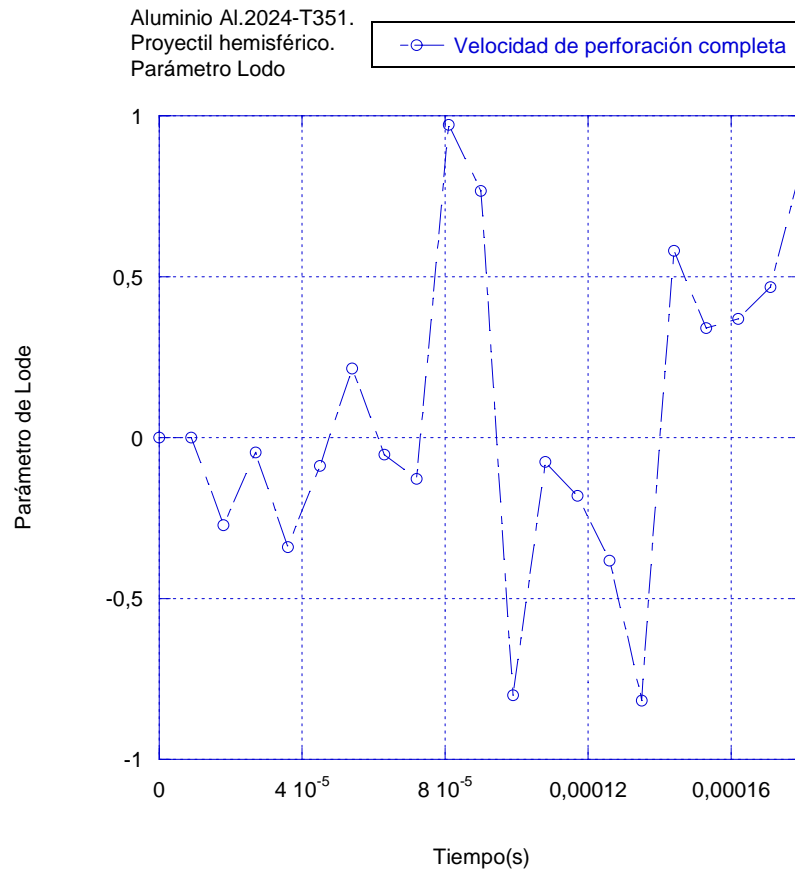


Figura 40.- Representación gráfica del parámetro Lode para la velocidades 350 m/s con el material Al. 2024-T351.



6. CONCLUSIONES.



Los procesos de impacto son fenómenos de una gran complejidad y se encuentran en un momento de auge en su investigación, como se puede observar en la gran cantidad de publicaciones que han tenido lugar en los últimos años. Dicho momento de auge es gracias al desarrollo de herramientas que permiten desarrollar dichos fenómenos con una gran fidelidad y precisión con los datos experimentales.

En este documento se ha explicado de manera concreta la influencia de la triaxialidad, parámetro de Lode y deformación de fallo en la modelización de problemas de impacto, para ello se ha simulado el impacto normal sobre vigas mediante el código de elementos finitos ABAQUS/Explicit.

El análisis de los resultados obtenidos, ha permitido concluir:

- El desarrollo de este documento se ha realizado con la finalidad de estudiar los procesos de impacto. Para el desarrollo del estudio se ha utilizado los parámetros de triaxialidad y Lode que ha permitido observar e identificar el estado tensional en cada uno de los casos estudiados a lo largo del proceso de impacto.
- La validación de los resultados obtenidos con los del artículo que ha servido de base para la elaboración del proyecto, y para la obtención de resultados para el desarrollo del análisis.

Otro factor destacado, ha sido el estudio de la triaxialidad en los procesos de impacto con proyectiles hemisférico. Donde se ha obtenido las siguientes conclusiones del análisis realizado

Para configuraciones empleadas con el material Weldox 460 E:

- En las velocidades comprendidas entre 280- 600 m/s se han obtenido valores de triaxialidad superiores a 0,33 que corresponden a estados tensionales de tracción próximos al fallo. A la vez se ha observado el diferente modo de rotura, entre las velocidades límites que se han utilizado en este estudio, como se ha podido observar en las diferentes capturas introducidas en el documento. Dichos modos de fallo se puede resumir en que a velocidades de perforación se produce un desprendimiento del material (tapón) que por el contrario a velocidades cercanas al límite balístico se produce un estrechamiento del material en la zona central del impacto dando lugar a la rotura.
- En el material Weldox 460 E las diferencias más destacables y apreciables han sido el desprendimiento, anteriormente comentado, y la deformación plástica equivalente. Cuyo valor a velocidad cercana al límite balístico se encuentra alrededor del valor 1.3, por el contrario a velocidad de perforación el valor ronda el 0.9.

Para las configuraciones empleadas en la simulación con el aluminio Al. 2024-T351:

- Los obtenidos valores de triaxialidad superiores en la zona de impacto a 0.33, como se muestra en las gráficas introducidas, dicho valor corresponde a estados tensionales de tracción. Respecto a los modos de fallo que han tenido lugar existe



una gran diferencia, ya que a velocidades de perforación el modo de rotura se identifica por el desprendimiento de material, por el contrario a menores velocidades, el modo de fallo se inicia por la propagación de una fisura en la zona de impacto.

- La deformación plástica que ha tenido lugar en ambas simulaciones se encuentran entorno al valor 0.3, como se ha observado no existe una gran diferencia respecto al material acero Weldox 460 E.
- Para terminar este punto, se concluye que los modos de fallo que han tenido lugar son diferentes tanto para un mismo material a diferentes velocidades como para distintos materiales a velocidades que provocan el mismo efecto en los materiales, es decir para las velocidad cercanas al límite balístico del material como para la perforación completa. Además cabe destacar como se ha citado en el apartado del estado del arte, la gran influencia que posee la triaxialidad con la ductilidad de los materiales, como se puede observar en la deformación de fallo de cada uno de los materiales utilizados en los ensayos numéricos.

Respecto para el parámetro Lode:

- Nos permite obtener una mayor comprensión del fenómeno de impacto en comparación al estudiar los fenómenos únicamente a través del parámetro de la triaxialidad. En las configuraciones empleadas y para las velocidades utilizadas se observa el estado tensional durante el proceso de impacto, concluyendo e identificando las diferencias obtenidas de los modos de fallo estudiados.
- Las diferencias más apreciables respecto al parámetro Lode para ambos materiales son las diferencias entre las bandas tensionales a lo largo del proceso de impacto. Para el acero Weldox 460 E y para la aleación Al. 2024-T351 se ha identificado que existe un estado tensional diferente dependiendo de la velocidad. A velocidades cercanas al límite balístico se observa un incremento significativo de bandas tensionales a lo largo de la viga respecto a las velocidades de perforación, eso es debido a la deformación plástica provocada en los procesos de impacto. Como se ha mencionado anteriormente, la deformación que sufren los materiales a velocidades cercanas al límite balístico es una mayor que a velocidades mayores.

Para concluir este documento es importante dejar una serie de conceptos claros, dichos conceptos son:

- Los procesos de impacto son fenómenos de una gran complejidad y se encuentran en un momento de auge debido al desarrollo de los programas numéricos.
- El parámetro de la triaxialidad es un indicador importante para el estudio de los procesos de impacto, pero por si solo no es suficiente para identificar el fallo.
- La gran dependencia de la velocidad inicial del impacto con el modo de fallo resultante.
- Los diferentes modos de fallo de los materiales a velocidades que provocan el mismo efecto en el material.



7. TRABAJOS FUTUROS.



Los trabajos o las líneas de investigación que se proponen tras la obtención de datos y el análisis de ellos en este documento son los siguientes:

- Profundizar y estudiar el comportamiento de los materiales a partir de los parámetros estudiados en este documento, es decir, a través de la triaxialidad y del parámetro Lode.
- Realizar un estudio semejante al realizado utilizando diferentes tipos de proyectiles, es decir, a través de proyectiles con punta cónica, con punta plana, etc.
- Realizar variaciones en el espesor y longitud de la viga a utilizar para conocer e investigar la relación que poseen dichos factores en el modo de fallo, y en los parámetros utilizados en este documento.
- Utilizar otros modelos de fallo existentes, para asemejar, comprobar los resultados obtenidos en las simulaciones como por el ejemplo, el modo de fallo o las tensiones existentes.
- Llevar a cabo el mismo conjunto de ensayos realizados para diferentes materiales y poder obtener modelos de fallo con las variables utilizadas y analizadas en el proyecto fin de carrera.
- Realizar ensayos experimentales para verificar los modos de fallo existentes, es decir, observar las peculiaridades e intentar introducirlo en los modelos numéricos.
- Obtener datos numéricos de la deformación de fallo, triaxialidad y parámetro de Lode para diferentes velocidades de deformación y temperaturas.
- Proponer y validar criterios de fallo en función de los parámetros de triaxialidad, temperatura y parámetro de Lode.
- Desarrollar planteamientos más rigurosos en los procesos de impacto, lo cual exige el desarrollo de modelos de 3D. Dichos planteamientos requieren un mayor grado de caracterización de los modos de fallo para obtener un comportamiento fiel a la realidad, por ejemplo, evitar la simetría obtenida en los modelos con un planteamiento 2D.



W

8. BIBLIOGRAFÍA.



Stefan Josef Hiermaier. Structures Under Crash and Impact: Continuum Mechanics, Discretization and Experimental Characterization. Editorial: Springer.

Teng X., Wierzbicki X. Transition of failure modes in round-nosed mass-to-beam impact. *European Journal of Mechanics A/Solids* 24 (2005) 857-876.

Bao, Y., Wierzbicki, T. On failure locus in the equivalent strain and stress triaxiality space. *International Journal of Mechanical Sciences* 46 (2004) 81-98.

Bao, Y., Wierzbicki, T. On the cut-off value of negative triaxiality for fracture. *Engineering Fracture Mechanics* 72 (2005) 1049-1069.

Borvik T, Langseth M., Hopperstad O.S., Labibes K., Albertini C. On the influence of stress triaxiality and strain rate on the behaviour of a structural steel. Part I. Experiments. *European Journal of Mechanics A/Solids* (2003) 1-13.

Borvik T, Hopperstad O.S., Berstad T. On the influence of stress triaxiality and strain rate on the behaviour of a structural steel. Part II. Numerical study. *European Journal of Mechanics A/Solids* (2003) 15-32.

Imad Barsoum, Jonas Faleskog. Rupture mechanisms in combined tension and shear. Experiments. *International Journal of Solids and Structures* (2007).

Bai, Y., Wierzbicki, T. A new model of metal plasticity and fracture with pressure and Lode dependence. *International Journal of Plasticity* 24 (2008) 1071-1096.

Zhang, K.S, Bai, J.B, Francois, D., Numerical analysis of the influence of the lode parameter on void growth. *International Journal of Solids and Structures* 38 (32-33), 5847-5856.

Wierzbicki, T., Xue, L., 2005. On the effect of the third invariant of the stress deviator on ductile fracture. Technical report, Impact and Crashworthiness Laboratory, Massachusetts Institute of Technology, Cambridge, MA.

Grujicic M., Saylor J.R., Beasley D.E., De Rosset W.S., Helfrich D. Computational analysis of the interfacial bonding between feed-powder particles and the substrate in the cold-gas dynamic-spray process, *Applied Surface Science*, 219, 211-227, 2003.

Johnson G.R, Cook W.H., A constitutive model and data for metals subjected to large strains high strain rates and high temperatures. *Proceedings of the Seventh International Symposium on Ballistics*, The Hague, 1983.

Johnson G.R, Cook W.H., Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures, *Eng. Fract. Mech.*, 31-48, 1985.

Rusinek A., Arias A., Rodríguez-Martínez J.A, Klepaczko J.R, J. López-Puente. Influence of conical projectile diameter on perpendicular impact of thin steel plate. *Eng. Fract. Mech.*



Gupta N. K, Iqbal M.A, Sekhon G.S. Experimental and numerical studies on the behaviour of thin aluminium plates subjected to impact by blunt – and hemispherical – nosed projectiles. Int J. Impact Eng. 2006;32:1921 – 1944.

Gupta N. K, Iqbal M.A, Sekhon G.S. Effect of projectile nose shape, impact velocity and target thickness on deformation behavior of aluminium plates. International Journal of Solids and Structures, 2007;44(10):3411-3439.



9. CÓDIGOS NUMÉRICOS DE LAS SIMULACIONES.



9.1. Código numérico del Weldox 460E

```
** MATERIALS
**
*Material, name=Proyectil
*Density
  43965.3,
*Elastic
  2e+11,0.
*Plastic
  1.9e+09,0.
*Material, name=Weldox
*Density
  7850.,
*Elastic
  2e+11, 0.33
*Inelastic Heat Fraction
  0.9,
*Plastic, hardening=JOHNSON COOK
  4.9e+08, 8.07e+08, 0.73, 0.94, 1800., 293.
*Rate Dependent, type=JOHNSON COOK
  0.0123, 0.0005
*Shear failure, type=JOHNSON COOK, element deletion=yes
  0.0705,1.732,-0.54,-0.0123,0.0
*Specific Heat
  452.,
**
** INTERACTION PROPERTIES
**
*Surface Interaction, name=IntProp-1
*Friction
  0.1,
*Surface Behavior, pressure-overclosure=HARD
**
** BOUNDARY CONDITIONS
**
** Name: BC-1 Type: Displacement/Rotation
*Boundary
_PickedSet10, 1, 1
_PickedSet10, 2, 2
_PickedSet10, 6, 6
** Name: BC-2 Type: Displacement/Rotation
*Boundary
_PickedSet11, 1, 1
_PickedSet11, 2, 2
_PickedSet11, 6, 6
** Name: BC-3 Type: Velocity/Angular velocity
*Boundary, type=VELOCITY
_PickedSet13, 6, 6
** Name: BC-4 Type: Velocity/Angular velocity
*Boundary, type=VELOCITY
_PickedSet14, 1, 1
**
** PREDEFINED FIELDS
**
** Name: Predefined Field-1 Type: Velocity
*Initial Conditions, type=VELOCITY
_PickedSet12, 1, 0.
_PickedSet12, 2, -280.
** -----
```




```
**
** STEP: Step-1
**
*Step, name=Step-1
*Dynamic, Explicit, adiabatic
, 0.0004
*Bulk Viscosity
0.06, 1.2
**
** INTERACTIONS
**
** Interaction: Int-1
*Contact Pair, interaction=IntProp-1, mechanical constraint=PENALTY,
cpset=Int-1
_PickedSurf8, _PickedSet9_CNS_
**
** OUTPUT REQUESTS
**
*Restart, write, number interval=1, time marks=NO
**
** FIELD OUTPUT: F-Output-1
**
*Output, field
*Node Output
A, RF, U, V, VT
*Element Output, directions=YES
E, PE, PEEQ, S, STATUS, TRIAX
*Contact Output
CSTRESS,
**
** HISTORY OUTPUT: H-Output-1
**
*Output, history, variable=PRESELECT
*End Step
```



9.2. Código numérico del Al 2024-T351

```
** MATERIALS
**
*Material, name=Al
*Density
2700.,
*Elastic
7.466e+10, 0.3
*Inelastic Heat Fraction
0.9,
*Plastic, hardening=JOHNSON COOK
3.52e+08, 4.4e+08, 0.42, 1., 775., 293.
*Rate Dependent, type=JOHNSON COOK
0.0083, 0.000333
*Shear failure, type=JOHNSON COOK, element deletion=yes
0.13,0.13,-1.5,0.011,0.0
*Specific Heat
875.,
*Material, name=Proyectil
** 6
*Density
15122.7,
*Elastic
7.466e+10,0.
*Plastic
1.9e+09,0.
**
** INTERACTION PROPERTIES
**
*Surface Interaction, name=IntProp-1
*Friction
0.1,
*Surface Behavior, pressure-overclosure=HARD
**
** BOUNDARY CONDITIONS
**
** Name: BC-1 Type: Displacement/Rotation
*Boundary
_PickedSet10, 1, 1
_PickedSet10, 2, 2
_PickedSet10, 6, 6
** Name: BC-2 Type: Displacement/Rotation
*Boundary
_PickedSet11, 1, 1
_PickedSet11, 2, 2
_PickedSet11, 6, 6
** Name: BC-3 Type: Velocity/Angular velocity
*Boundary, type=VELOCITY
_PickedSet13, 6, 6
** Name: BC-4 Type: Velocity/Angular velocity
*Boundary, type=VELOCITY
_PickedSet14, 1, 1
**
** PREDEFINED FIELDS
**
** Name: Predefined Field-1 Type: Velocity
*Initial Conditions, type=VELOCITY
_PickedSet12, 1, 0.
_PickedSet12, 2, -350.
** -----
```



```
**
** STEP: Step-1
**
*Step, name=Step-1
*Dynamic, Explicit, adiabatic
, 0.00018
*Bulk Viscosity
0.06, 1.2
**
** INTERACTIONS
**
** Interaction: Int-1
*Contact Pair, interaction=IntProp-1, mechanical constraint=PENALTY,
cpset=Int-1
_PickedSurf8, _PickedSet9_CNS_
**
** OUTPUT REQUESTS
**
*Restart, write, number interval=1, time marks=NO
**
** FIELD OUTPUT: F-Output-1
**
*Output, field
*Node Output
A, RF, U, V, VT
*Element Output, directions=YES
E, PE, PEEQ, S, STATUS, TRIAX
*Contact Output
CSTRESS,
**
** HISTORY OUTPUT: H-Output-1
**
*Output, history, variable=PRESELECT
*End Step
```

